



Forskning i aeroelasticitet. Rapport for EFP-97

Aagaard Madsen, H.

Publication date:
1998

Document Version
Publisher's PDF, also known as Version of record

[Link back to DTU Orbit](#)

Citation (APA):
Aagaard Madsen, H. (Ed.) (1998). *Forskning i aeroelasticitet. Rapport for EFP-97*. Denmark. Forskningscenter Risoe. Risoe-R No. 1066(DA)

General rights

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

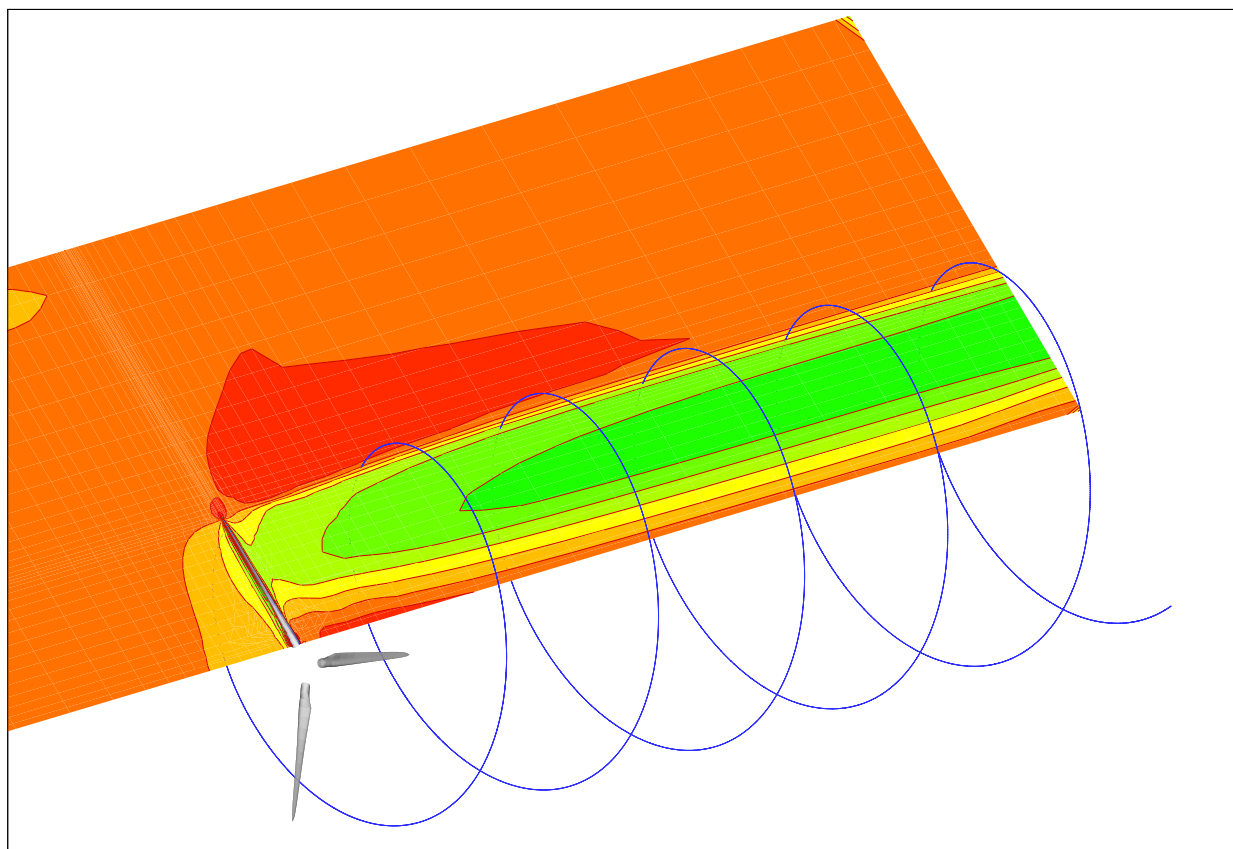
- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal

If you believe that this document breaches copyright please contact us providing details, and we will remove access to the work immediately and investigate your claim.

Forskning i Aeroelasticitet

Rapport for EFP-97

Redigeret af Helge Aagaard Madsen



Forskning i Aeroelasticitet Rapport for EFP-97

Redigeret af Helge Aagaard Madsen

Resumé

Rapporten giver et kort resumé af de hovedresultater, der er opnået indenfor "Program for forskning i aeroelasticitet" under EFP-97. Programmet er formuleret med en løbende femårig tidshorisont og udføres i et samarbejde mellem DTU og Risø. I perioden fra marts 97 til juni 98 har programmet haft følgende delmål:

- Metode til fastlæggelse af profildata til aeroelastiske beregninger
- Bestemmelse af strømningsforhold ved dobbeltstall
- Identifikation af hovedparametre for lastreduktion
- Udvidelse af anvendelsesområdet for aeroelastiske modeller m.h.t. yaw, koning og store udbøjninger
- Anbefalinger for anvendelse af aeroelastiske modeller til opstilling af lastgrundlag

Herudover er der også taget andre forskningsemner op indenfor programmet, bl.a. et grundlæggende studie indenfor aeroelasticitet i forbindelse med et Ph.D. studium. Endvidere har der været en betydelig indsats indenfor numerisk aeroakustik (Computational Aero Acoustics CAA).

Under emnet omkring udledning af profildata er der opnået et ganske betydeligt resultat, idet der for første gang er udledt et sæt profildata ud fra en 3D CFD beregning på en rotor. Tendenserne i dataene med hensyn til rotations- og 3D effekter er i vid udstrækning de samme, som forskellige målinger gennem mange år har antydnet. CFD beregningen er foretaget på en 41 m rotor med LM 19.1 vinger. Suppleret med vindtunneldata udenfor beregningsområdet kan profildatasættet nu bruges i aerodynamiske og aeroelastiske beregninger.

Fænomenet dobbeltstall er behandlet detaljeret på basis af fuldskala rotormålinger og vindtunnelmålinger på vingesektioner. En væsentlig mekanisme synes at være den laminare separationsboble, hvilket 2D CFD beregninger understøtter. Fænomenet hænger nøje sammen med profilgeometrien ved forkanten, og bør derfor fremover kunne undgås ved hensigtsmæssige profildesign.

Mht. lastreduktion har der især været fokuseret på kobling mellem svingninger på bladet og den resterende møllekonstruktion i forbindelse med kantsvingninger. For at kunne tolke resultaterne fra komplette aeroelastiske beregninger er der opstillet en model af rotoren med få frihedsgrader, og koblingsmekanismerne i forbindelse med rotorhvirvling er klarlagt.

Forbedrede beregningsrutiner for rotor i yaw er udviklet og implementeret i det aeroelastiske program FLEX4. Endvidere er det klarlagt, at væsentlig udbøjning af vingerne under drift påvirker det inducerede hastighedsfelt gennem rotoren – et problem som den almindeligt anvendte BEM model ikke kan håndtere.

Endelig er forskellige usikkerheder ved opstilling af lastgrundlag på basis af aeroelastiske beregninger undersøgt og kvantificeret.

Arbejdet er udført under EFP-97 projektet "Program for forskning i aeroelasticitet" – Journalnr. 1363/97-0002

Forsidebilledet viser udsnit af strømmingen omkring en rotor, beregnet med EllipSys-3D.

ISBN 87-550-2416-5
ISBN 87-550-2431-9 (internet)
ISSN 0106-2840

Afdelingen for Informationsservice, Risø, 1998

Indhold

1 Indledning 7

2 Metoder til fastlæggelse af profildata til aeroelastiske beregninger 9

2.1 Introduktion 9

2.2 Profildata for LM 19.1 vingen udledt fra 3D CFD 9

3D CFD beregning på LM 19.1 vinge 10

Korrektion af beregnede kræfter på bladene 10

Udledning af profildata baseret på CFD-beregninger 11

Bestemmelse af endelige profildata 11

Resultater for LM 19.1 vingen 11

2.3 Profildata for LM 19.0 vingen udledt fra målinger ved numerisk optimering 13

Metoden 13

Resultater for LM 19.0 vingen 14

2.4 Konklusion 16

2.5 Referencer 16

3 Bestemmelse af strømningsforhold ved dobbeltstall 19

3.1 Eksperimentelle observationer af dobbeltstall 19

Fuldskalarotorer 19

Vindkanalmålinger 20

3.2 Diskussion af de eksperimentelle observationer 21

3.3 Beregningsresultater 22

3.4 Diskussion 24

3.5 Konklusion 25

3.6 Referencer 25

4 Identifikation af hovedparametre for lastreduktion 27

4.1 Kobling mellem global rotor-hvirvling og lokal blad-hvirvling 27

4.2 Typiske egenfrekvenser og modalformer 28

4.3 Global rotor-hvirvling 30

4.4 Lokal blad-hvirvling 31

4.5 Eksempler med typisk dæmpet respons 33

4.6 Konklusion 36

4.7 Referencer 36

5 Udvidelse af anvendelsesområdet for aeroelastiske modeller m.h.t. yaw, koning og store udbøjninger 37

5.1 Introduktion 37

5.2 Implementering af yaw-model for inducerede hastigheder i det aeroelastiske program FLEX4 37

Eksempler 40

5.3 Inducerede hastigheder ved stor koning eller stor udbøjning af vingerne 40

Numerisk model 40

Resultater 41

Konklusion 42

Referencer 5.2 42

6 Anbefalinger for anvendelse af aeroelastiske modeller til opstilling af lastgrundlag 45

6.1 Statistisk variation af udmattelseslaster 45

Aktiviteter 45

6.3 Resultater 46

Perspektiver 48

6.5 Referencer 49

7 Øvrige emner 51

7.1 Introduktion 51

7.2 Kobling af CFD program med simpel struktur model 51

Referencer 7.1 53

7.3 Nyt CFD program med glidende net 53

Referencer 7.2 54

7.4 Aeroakustisk modellering af profilstøj med Computational Aero Acoustics (CAA) 54

Referencer 7.3 55

8 Afslutning og fremtid 59

8.1 Afsluttende bemærkninger 59

8.2 Fremtid – EFP 98 59

9 Samlet oversigt over publiceret materiale fra projektet 61

9.1 Tidsskriftartikler 61

9.2 Konferenceindlæg 61

9.3 Rapporter 62

9.4 Resultatblade 62

9.5 Andre publikationer 62

Forord

”Program for forskning i aeroelasticitet” under EFP-97 er gennemført i et samarbejde mellem DTU og Risø samt vindmølleindustrien i perioden fra marts 97 til juni 98. Programmet spænder over et bredt emneområde, og mange medarbejdere ved DTU og Risø har været involveret i projektarbejdet og dermed også bidraget til den aktuelle rapport, som indeholder en sammenfatning af resultater.

På DTU er det især følgende personer fra Institutet for Energiteknik, der har arbejdet på projektet:

Stig Øye
Jens Nørkær Sørensen
Martin O.L. Hansen
Wen Zhong Shen

På Risø er det hovedsageligt medarbejderne i Programmet Aeroelastisk Design (AED), der har arbejdet på projektet:

Christian D. Bak
Franck Bertagnolio
Kristian Skriver Dahl
Peter Fuglsang
Jeppe Johansen
Gunner C. Larsen
Jørgen Thirstrup Petersen
Flemming Rasmussen
Niels N. Sørensen
Kenneth Thomsen
Per Vølund
Helge Aagaard Madsen

I rapporten er der så vidt muligt angivet referencer til tidsskriftartikler, konferenceindlæg, resultatblade og rapporter, hvor emnerne er behandlet mere detaljeret. Endvidere er der til slut i rapporten en samlet oversigt over publiceret materiale fra projektet.

1 Indledning

Denne rapport har til formål at give en oversigt over de resultater, der er opnået indenfor EFP-97 projektet "Program for forskning i aeroelasticitet".

Programmet indeholder fem hovedområder; Vindforudsætninger, Aerodynamik og aeroakustik, Strukturdynamik, Lastgrundlag og sikkerhed og Design og optimering. Det udgør et nationalt strategisk samarbejde mellem Risø, DTU og vindmølleindustrien med både kort og langsigtede mål. En beskrivelse af overordnet formål og strategi og detaljeret arbejdsprogram er udarbejdet i Risø-R-960(DA) "Status og perspektiv for forskning i aeroelasticitet".

EFP-97 projektet, der dækker perioden fra marts 97 til juni 98, har haft følgende delmål:

- Metode til fastlæggelse af profildata til aeroelastiske beregninger.
- Bestemmelse af strømningsforhold ved dobbeltstall.
- Identifikation af hovedparametre for lastreduktion.
- Udvidelse af anvendelsesområdet for aeroelastiske modeller m.h.t. yaw, koning og store udbøjninger.
- Anbefalinger for anvendelse af aeroelastiske modeller til opstilling af lastgrundlag.

Herudover er der også taget andre forskningsemner op indenfor programmet, bl.a. et grundlæggende studie indenfor aeroelasticitet i forbindelse med et Ph.D studium. Endvidere har der været en indsats indenfor numerisk aeroakustik (Computational Aero Acoustics CAA).

*rapporten giver en
oversigt over resultater*

projektet har 5 delmål

2 Metoder til fastlæggelse af profildata til aeroelastiske beregninger

2.1 Introduktion

Beregning af effekt og laster for vindmøller foretages overvejende ved brug af Blad Element Momentum teori (BEM). Input til denne model er ud over driftsforhold og vingegeometri også opdrifts- og modstandskoefficienter for vinge-profilerne.

De profildata, der til dato er benyttet i BEM, er baseret på 2D vindkanalmålinger på profiler. Man har konstateret, at en direkte brug af 2D vindkanalmålinger i BEM ikke reproducerer den målte effekt. Det skyldes formentlig rotations- og 3D-effekter, og derfor har man korrigeret 2D vindkanalmålingerne, så den korrekte effekt kan beregnes. Denne korrektion er imidlertid baseret på kvalificerede vurderinger og erfaringer snarere end en systematisk udledning, og ofte anvendes forskellige sæt profildata til samme rotor.

For at forbedre grundlaget for BEM beregningerne er der indenfor projektet udviklet to systematiske metoder til udledning af profildata. Den ene metode tager udgangspunkt i beregnede bladlastfordelinger på den aktuelle rotor. Bladlastfordelingen udregnes ved en fuld rotorberegning med Computational Fluid Dynamics (CFD), hvorved virkningen af både rotation og 3D effekter bestemmes direkte og efterfølgende inkluderes i profildataene ved en 'omvendt' beregning i BEM.

Den anden metode er udviklet til udledning af data på en mølle, hvor der som minimum er målt effekt samt bladmomenter i en række snit ud langs vingen. Metoden er i princippet en 'omvendt' aeroelastisk beregning, hvor profildataene tilpasses, så der opnås bedst mulig overensstemmelse mellem de målte og beregnede størrelser. Hertil benyttes numerisk optimering.

I det følgende beskrives de to metoder, og den første metode anvendes til bestemmelse af et sæt profildata for LM 19.1 vingen, der benyttes på møller i klassen 500 kW til 750 kW. Med den anden metode udledes et sæt profildata for LM 19.0 vingen på basis af målinger på Nordtank møllen på Risø.

2D profildata anvendt i BEM modellen reproducerer ikke målinger

to systematiske metoder udviklet indenfor projektet

- i den ene metode udledes dataene fra 3D CFD beregninger

- i den anden metode udledes dataene fra ro-tormålinger

2.2 Profildata for LM 19.1 vingen udledt fra 3D CFD

Første skridt i metoden er at beregne strømmingen og dermed kræfterne på vingerne vha. 3D CFD. Andet skridt er at udlede profildataene ved 'omvendt' beregning med BEM, idet kræfterne på vingen nu er kendt fra CFD beregningerne. Tredie skridt er at konstruere de endelige profildata i hele vinkelområdet ved at supplere med vindkanalmålinger, idet CFD-beregningernes nøjagtighed varierer i vindhastighedsområdet.

I tilfælde af, at effektkurven, som beregnes med CFD, ikke er i overensstemmelse med en målt effektkurve, kan man før det andet skridt i metoden eventuelt korrigere de beregnede kræfter på vingerne. Derved bliver der overensstemmelse mellem den beregnede og den målte effektkurve, dog under hensyntagen til, at også målingerne er behæftet med usikkerhed. Profildata, som er udledt både med og uden korrektion af kræfterne vil blive vist.

data udledes ved 'omvendt' beregning med BEM metoden

3D CFD beregning på LM 19.1 vinge

3D CFD rotorberegninger giver nu realistiske resultater

aktuel beregning på rotor med LM 19.1 vinger

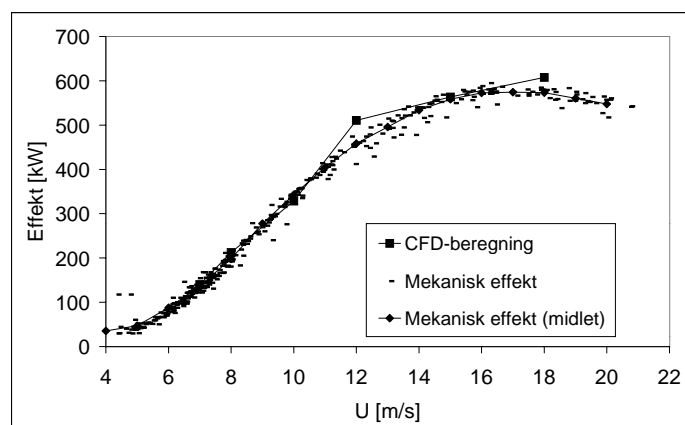
Baggrunden for metoden er, at beregninger med CFD-programmet EllipSys-3D (Michelsen, 1992 [2-4], Michelsen, 1994 [2-5] og Sørensen, 1995 [2-9]) på en hel rotor nu giver realistiske resultater. Ud over kræfterne på vingerne giver beregninger med koden en række oplysninger, der kan udnyttes til at forbedre forståelsen af strømningen omkring rotor: Hastighedsfordelinger, trykfordelinger, skinfriktionsfordelinger, separationsmønstre, hastighedsprofiler etc. Der er med denne kode udført en serie 3D CFD beregninger af strømningen omkring en rotor med LM 19.1 vinger med 1.5 m rodforlængere. Da beregningerne er meget tidskrævende, er der kun udført beregninger for seks vindhastigheder, 7, 8, 10, 12, 15 og 18 m/s. De nødvendige input data til beregningen er geometrien af rotoren, omdrejningstallet og middelvindhastigheden. Beregningerne er udført for en trebladet rotor, og inkluderer både bladets eget og de resterende bladets kølvand, men ikke indflydelse fra tårn og nacelle. I beregningerne antages desuden konstant vindfelt uden vindgradient. Til brug ved generering af profil-karakteristikker til BEM er der fra 3D CFD beregningerne udtrukket radiale fordelinger af aksiale og tangentielle kræfter på bladene.

Korrektion af beregnede kræfter på bladene

korrektion af beregnet effektkurve kan benyttes

Da der ikke opnås en fuldkommen overensstemmelse mellem beregnet og målt effektkurve, kan den beregnede effektkurve korrigeres, så den er i overensstemmelse med den målte. Denne korrektion foretages her ved for hver af de vindhastigheder, hvor CFD-beregningerne er foretaget, at bestemme en korrektionsfaktor, der multipliceret på den beregnede effekt bringer den i overensstemmelse med den målte. Korrektionsfaktorerne, som man beregner til givne vindhastigheder, multipliceres derefter på de CFD-beregnete kraftfordelinger. For hver vindhastighed korrigeres både den tangentielle og den aksiale kraftfordeling, idet det antages, at det er cirkulationen omkring vingen, der skal korrigeres.

På Figur 2-1 ses en målt effektkurve for en rotor med LM19.1-vinger og effekten beregnet med CFD. En binning af den målte effektkurve er nødvendig for at opnå en entydig værdi til hver vindhastighed. Det bemærkes, at den største afvigelse mellem målinger og CFD-beregninger findes ved 12 m/s, hvor korrektionsfaktoren er 0.91.



Figur 2-1 Målt effektkurve og effekt beregnet med CFD for Nordtank NTK 500/41 med LM19.1-vinger og 1.5 m rodforlængere.

Ved sammenligning af målinger og CFD-beregninger skal man være opmærksom på, at der i målingerne indgår effekter fra turbulens, vindgradient, regn, urenheder på vingen, forskellige tippitchvinkler på $\pm 0.2^\circ$, temperaturforskelle

samt midling af målingerne. Detaljer omkring målingerne er beskrevet af Paulsen (1995) [2-6].

Udledning af profildata baseret på CFD-beregninger

Til udledning af profildata, hvor kræfterne på vingerne med eller uden korrektion er kendt, anvendes BEM på den 'omvendte' måde, idet kraftfordelingerne er kendt, og profildataene skal bestemmes.

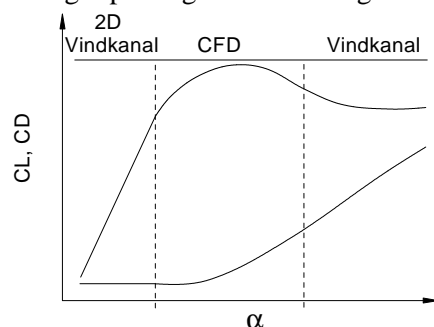
Metoden går ud på at bestemme indfaldsvinklen, α , og profildataene, C_L og C_D , på vingens forskellige profiler, hvor kraftfordelingen er kendt. Givet en kraft ved en radie station kan én C_L -værdi og én C_D -værdi findes til én værdi af α . Derfor skal denne beregning foretages for hver kraftfordeling, der er bestemt med CFD. Andre metoder til bestemmelse af profildata er beskrevet af Bak et al. (1998) [2-2].

'omvendt' BEM-beregning bruges til udledning af data

Bestemmelse af endelige profildata

Da BEM-beregninger med 2D profildata foreløbig giver mere korrekte resultater end CFD i det lineære område af opdriftskoefficienterne, benyttes 2D vindkanalmålinger på denne del af kurven som skitseret i Figur 2-2. I begyndende stall hen mod dyb stall benyttes profildata udledt fra CFD. For indfaldsvinkler større end dem, der er beregnet med CFD, benyttes profildata fundet ved vindkanalmålinger. Sammenstykningsen af de tre kurvestykker kan kræve en vis tilpasning for at opnå et blødt forløb af kurverne. 2D vindkanalmålinger er udført af NACA, [2-1], på NACA-profilerne, som benyttes på den yderste del af vingen, og af Risø, [2-3], på FFA-profilerne, der benyttes på den inderste del af vingen. Vindkanalmålinger for høje indfaldsvinkler er dog baseret på forskellige typer målinger, bl.a. målinger på vinger med endeligt sideforhold [2-7].

vindtunneldata benyttes udenfor beregningsområdet



Figur 2-2 Skitse af hvordan de endelige profilkoefficientkurver dannes på grundlag af vindkanalmålinger og CFD-beregninger.

Resultater for LM 19.1 vingen

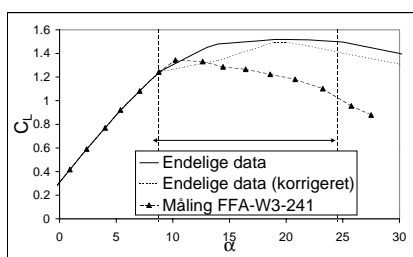
Med metoden beskrevet ovenfor er profildata for LM 19.1 vingen bestemt svarende til to forskellige antagelser:

- Et sæt baseret på kraftfordelingerne som de er beregnet med CFD.
- Et sæt som ligeledes er baseret på kraftfordelingerne beregnet med CFD, men hvor kraftfordelingerne er skaleret i både aksial og tangential retning for at opnå den målte effekt.

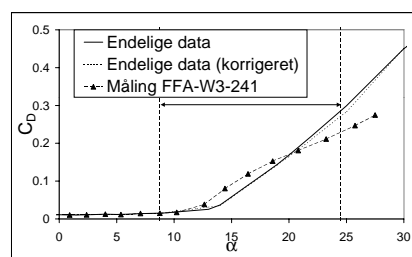
2 sæt data for LM 19.1 vingen udledt, henholdsvis uden og med korrektion af effektkurven

For rotoren med en radius på 20.5 m er vist profildata for radierne $r=10.0$ m, 12.5 m og 19.0 m i Figur 2-3 til Figur 2-8. Mellem de to lodrette, punkterede linier markeret med en pil findes den del af kurven, der er bestemt med CFD. Profildata baseret direkte på CFD-beregningerne kaldes her *Endelige data*, mens profildata, som er baseret på korrigerede kraftfordelinger, så de er i over-

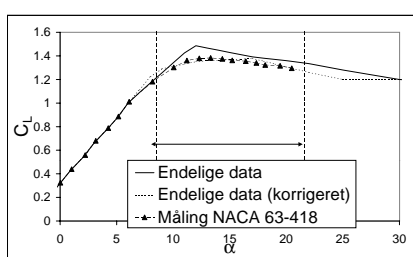
ensstemmelse med en målt effektkurve, kaldes *Endelige data (korrigeret)*. De konstruerede profildata er sammenlignet med 2D vindkanalmålinger.



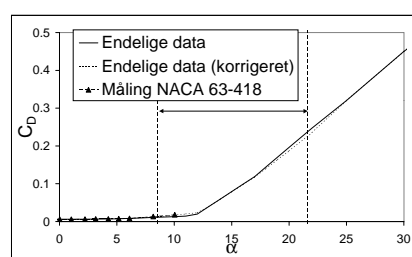
Figur 2-3 C_L -kurve for FFA-profil med 24.19% relativ tykkelse svarende til 10.0 m radius.



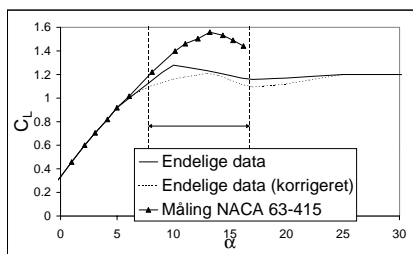
Figur 2-4 C_D -kurve for FFA-profil med 24.19% relativ tykkelse svarende til 10.0 m radius.



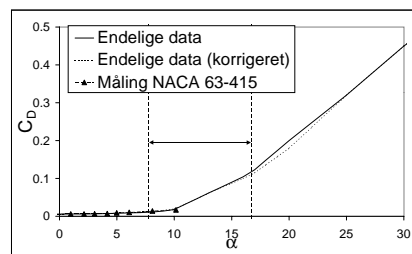
Figur 2-5 C_L -kurve for NACA-profil med 18.20% relativ tykkelse svarende til 12.5 m radius.



Figur 2-6 C_D -kurve for NACA-profil med 18.20% relativ tykkelse svarende til 12.5 m radius



Figur 2-7 C_L -kurve for NACA-profil med 15.75% relativ tykkelse svarende til 19.0 m radius.



Figur 2-8 C_D -kurve for NACA-profil med 15.75% relativ tykkelse svarende til 19.0 m radius.

udledt C_L på den inderste del af vingen er forholdsvis høj i post stall

på den yderste del af vingen er C_L derimod lav

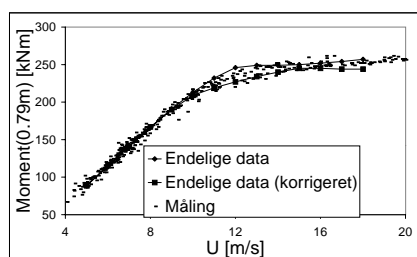
Ved $r=10.0$ m ses begge de konstruerede opdriftskoefficienter at være højere i stall end for vindkanalmålingerne. Det korrigerede datasæt ses dog at være i god overensstemmelse med måledata ved begyndende stall, hvorefter opdriftskoefficienten stiger. Det bemærkes også, at opdriftskoefficienten er stigende indtil omkring $\alpha=20^\circ$ i modsætning til måledataene, som er faldende fra $\alpha=10^\circ$. Modstandskoefficienterne ses at være lidt lavere end vindkanalmålingerne indtil $\alpha=20^\circ$, hvorefter den bliver større. Ved $r=12.5$ m ses profildataene at være i god overensstemmelse med målinger, dog er opdriftskoefficienten en anelse højere for de ukorrigerede data. Ved $r=19.0$ m er opdriftskoefficienten lav i stall i forhold til måledata for både de korrigerede og ukorrigerede data, dog

med de korrigerede data som de laveste. Modstandskoefficienten ses at være i god overensstemmelse med måldata op til 10° indfaldsvinkel.

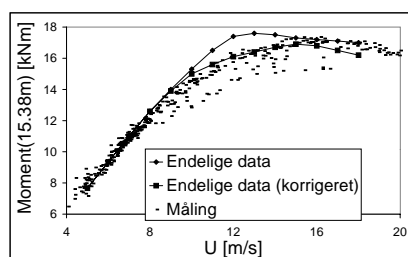
Ved brug af de konstruerede profildata i en aerodynamisk beregning blev fem sæt profildata for $r=8.0$ m, 10.0 m, 12.5 m, 16.5 m og 19.0 m brugt for at opnå den korrekte effektkurve. Dels blev den eksakte relative tykkelse angivet, så profildataene blev brugt ved de rigtige radier, dels blev tre sæt profildata anvendt på den yderste halvdel af vingen, så en detaljeret kraftfordeling blev beregnet og dermed gav den korrekte effekt og de korrekte laster. Med denne fremgangsmåde opnås flapmomenter, som vist i Figur 2-9 og Figur 2-10. Det ses, at de beregnede flapmomenter med de korrigerede data viser en smule undervurdering, og med de korrigerede data udvises en lille overvurdering. Endvidere ses det, at kurveforløbet for de korrigerede data er i bedre overensstemmelse med målingerne end de direkte udledte ukorrigerede data.

de udledte data er benyttet i en aerodynamisk beregning

- og de korrigerede data er bedst i overensstemmelse med målinger



Figur 2-9 Målte og beregnede bladrods-momenter som funktion af vindhastigheden. Måldata er korrigeret for centrifugalafstivning.



Figur 2-10 Målte og beregnede momenter i 15.4 m radius som funktion af vindhastigheden. Måldata er korrigeret for centrifugalafstivning.

2.3 Profildata for LM 19.0 vingen udledt fra målinger ved numerisk optimering

Hvis det ud fra målinger på en vindmølle var muligt at bestemme en komplet bladlastfordeling, ville det være muligt på samme måde som ud fra CFD beregningerne at bestemme profildata eksakt ved 'omvendt' beregning i en BEM model eller en fuld aeroelastisk model.

Imidlertid ville en sådan måling være meget omfattende, hvis det overhovedet er muligt. Derimod er momentmålinger forskellige steder på møllen realistiske og ofte tilgængelige. Momentmålinger i forskellige snit i vingerne svarer til den integrerede virkning af bladlastfordelingen. For disse diskrete snit er det således muligt at anvende princippet med 'omvendt' beregning med en aeroelastisk model til bestemmelse af profildata - dog ikke eksakt. Det er kun muligt at bestemme profildata iterativt og som gennemsnitsværdier med en opløsning, som bl.a. afhænger af antallet af målepunkter.

En sådan metode baseret på numerisk optimering er udviklet indenfor dette projekt og anvendes i det efterfølgende til bestemmelse af profildata for LM 19.0 vingen.

der er udviklet en metode, der bestemmer profildata ud fra rotormålinger ved 'omvendt' aeroelastisk beregning

Metoden

Input til metoden skal være målte momenter ud langs vingen samt effekt og eventuelt aksialkraft. Metoden er udviklet, så en numerisk optimeringsalgoritme tilpasser en model af profilkarakteristikkerne på vingerne, hvorved en kvastationær beregning med den aeroelastiske model FLEX4 giver en effektkurve

C_L og C_D kurverne beskrives vha. kubiske splines med 6 punkter hver

og belastninger, der er i bedst mulig overensstemmelse med målingerne. Ved metoden beskrives profildataene ved et begrænset antal punkter, hvortil en kurve tilpasses. Dette betyder, at profildataene fra det lineære område på opdriftskoefficientkurven og til dyb stall kan beskrives ved en sådan tilpasset kurve. Uden for dette område benyttes 2D vindtunnelmålinger.

Der anvendes en model af profilkarakteristikkerne, hvor C_L og C_D som funktion af indfaldsvinklen er to selvstændige kurver. Kurverne er kubiske B-splines, hvor 6 punkter beskriver hver kurves form. Disse punkter er designvariable i optimeringen, hvor objektfunktionen er en kvadratisk sum af forskellen på målinger og beregninger ved vindhastighederne 7, 8, 10, 12, 14 og 16 m/s. Denne sum minimeres ved at tilpasse designvariablene og derved profildataene, således at FLEX4 beregner effekt og belastninger, der er i overensstemmelse med målingerne. FLEX4 beregningen udføres vha. en aeroelastisk model af møllen. Der regnes med et ensartet vindfelt uden turbulens, og møllen har kun ganske få frihedsgrader for vinger og rotation. Derved beregnes en kuasi-stationær værdi for effekt og belastninger, som inkluderer centrifugal-afstivningen af vingerne.

Resultater for LM 19.0 vingen

I dette afsnit udledes profildata fra målinger på en Nordtank NTK 41 m rotor med LM 19.0 vinger (Petersen, 1998 [2-8]).

På LM 19.0 vingen benyttes følgende profiler:

- LM2-15 ved $r = 20.5$ m
- LM2-18 ved $r = 13.9$ m
- FFA-W3-211 ved $r = 12.2$ m
- FFA-W3-301 ved $r = 10.0$ m

Målingerne reduceres til middelværdier som funktion af vindhastigheden. De oprindelige 10 min. værdier er i første omgang sorteret, så de er repræsentative for normal drift. Derefter er de sorteret i bins af 1 m/s interval.

I undersøgelsen er anvendt følgende målinger:

- Elektrisk effekt
- Flapmoment ved $r = 0.8$ m
- Flapmoment ved $r = 5.1$ m
- Flapmoment ved $r = 10.3$ m
- Flapmoment ved $r = 15.3$ m

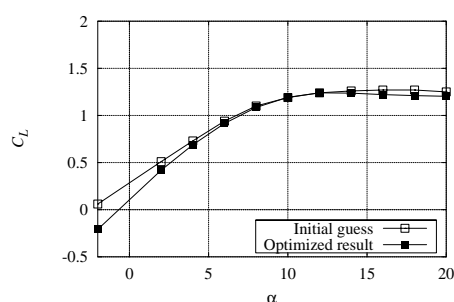
På Figur 2-11 og Figur 2-12 ses henholdsvis C_L og C_D for LM2-15 profilet, hvor *Optimized result* er optimeringens resultat, der er sammenlignet med udgangspunktet, *Initial guess*, der er en 2D måling, som er korrigeret for 3D effekter. Der er generelt god overensstemmelse for C_L . C_{Lmax} og områderne efter C_{Lmax} er næsten identiske, men optimeringen har ændret hældningen på den lineære del af kurven. For C_D har optimeringen resulteret i forøget stigning i drag i forbindelse med stall, så C_D kurven er mere stejl. Derved reduceres effekten ved høje vindhastigheder.

På Figur 2-13 og Figur 2-14 ses optimeringsresultatet for C_L og C_D for FFA-W3-211 profilet sammenlignet med de normale BEM input. Tendenserne er i store træk de samme som for LM2-15 profilet, dog med en markant tidligere stigning i C_D som følge af stall.

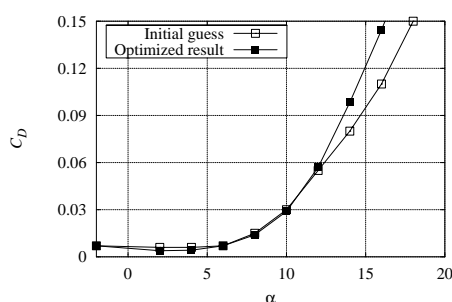
På Figur 2-15 og Figur 2-16 ses henholdsvis elektrisk effekt og flapvis bladrods bøjningsmoment ved $r = 0.8$ m. *Initial guess* er den oprindelige effekt baseret på

de oprindelige BEM profildata. *Target measurement* er middelværdier af målinger som funktion af vindhastigheden, og *Optimized result* er beregnet respons med de optimerede profildata. Effektkurven fra de optimerede profil karakteristiker er i god overensstemmelse med den målte effekt bortset fra omkring 12 m/s, hvor den beregnede effekt er for lav. Denne forskel skyldes, at profil karakteristikkene per definition er bløde kurver, som derfor ikke kan nå de korrekte værdier af effekten omkring 12 m/s. Overensstemmelsen imellem målt og beregnet bladrods bøjningsmoment er ikke helt så god. Hældningen er for lav ved lave vindhastigheder og for høj ved høje vindhastigheder. Det kan skyldes, at der er et off-set problem for målingen, så målt effekt og målt moment ikke svarer til hinanden.

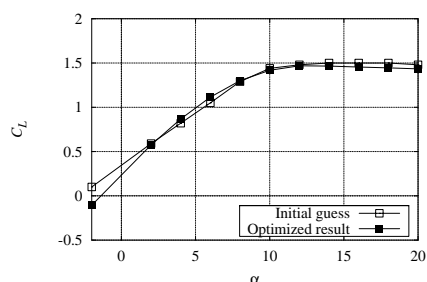
gennemgående god overensstemmelse mellem målt og beregnet effektkurve



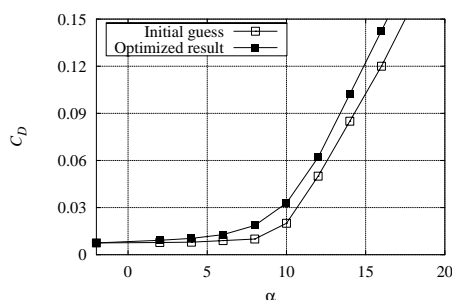
Figur 2-11 C_L kurve for LM2-15 profil svarende til $r = 20.5$ m.



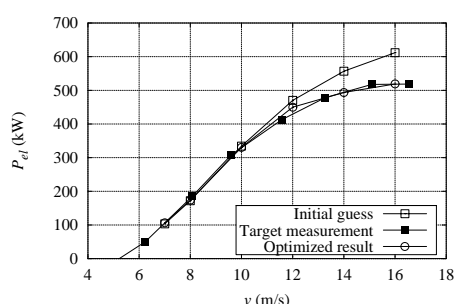
Figur 2-12 C_D kurve for LM2-15 profil svarende til $r = 20.5$ m.



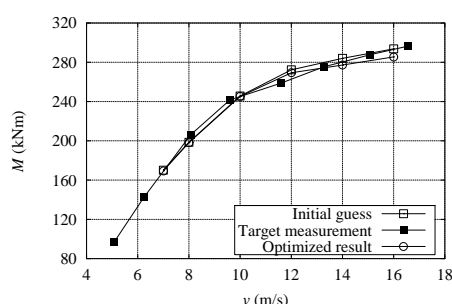
Figur 2-13 C_L kurve for FFA-W3-211 profil svarende til $r = 12.2$ m.



Figur 2-14 C_D kurve for FFA-W3-211 profil svarende til $r = 12.2$ m.



Figur 2-15 Målt og beregnet elektrisk effekt.



Figur 2-16 Målt og beregnet bladrods flapvist bøjningsmoment i bladrod.

Det er et generelt problem ved metoden, at den information, som anvendes i form af målinger er integrale-værdier så som effekt og momenter, hvilket betyder at C_L og C_D kun kan bestemmes entydigt med samme opløsning, som kraftfordelingen er bestemt. Desuden er metoden meget følsom for nøjagtigheden af målingerne.

Selvom metoden har flere usikkerhedskilder, vil fornuftige og pålidelige C_L og C_D kurver kunne udledes, såfremt der tages hensyn til følgende punkter:

ved brug af den udviklede metode skal der tages hensyn til en række ting

- For at kunne få pålidelige resultater skal metoden anvendes med målinger af effekt og blad bøjningsmomenter i et så stort vindhastigheds-interval som muligt.
- Det vil være en fordel også at have flere belastninger så som bøjningsmomenter på tårn og bladrods bøjningsmoment i kantvis retning.
- Der skal anvendes kvalitetsmålinger og så mange målinger, som der er til rådighed for at øge den statistiske sikkerhed og for at sikre en tilstrækkelig opløsning af C_L og C_D .
- Eventuelle usikkerheder i kalibreringen skal reduceres ved at tilpasse målingernes niveau med det lineære område af C_L svarende til at kalibrere målingernes niveau til 2D profildata.
- Det kræves, at C_L og C_D kurverne er beskrevet med et tilstrækkeligt antal punkter, så eventuelle knæk kan efterlignes.

2.4 Konklusion

Profildata til LM 19.1 vingen er bestemt på grundlag af beregninger på en 41 m rotor med CFD-koden EllipSys-3D. Resultatet viser, at i forhold til 2D vindkanalmålinger er:

både udledning af profildata baseret på CFD og målinger ser lovende ud

- Opdriftskoefficienten lav i stall ved tippen.
- Opdriftskoefficienten i god overensstemmelse ved ca. 60% rotorradius.
- Opdriftskoefficienten i stall høj på den inderste del af vingen.
- Modstandskoefficienten i god overensstemmelse på den yderste del af vingen.
- Modstandskoefficienten lidt lavere på den inderste del af vingen op til en indfaldsvinkel på 20°, hvorefter den bliver større.

Beregninger med de udledte profildata viser god overensstemmelse med målte flapmomenter. Med de korrigerede data, hvor den beregnede effekt passer eksakt med den målte, bliver momenterne en anelse undervurderet, mens de med korrigerede data bliver lidt overvurderet.

For LM 19.0 vingen er profildata bestemt ved en tilpasning af C_L og C_D til målinger af effekt og belastninger vha. optimering. Resultaterne er lovende, da det er lykkedes at frembringe et sæt C_L og C_D kurver, der kan bruges til at beregne middelværdier af effekt og belastninger. Specielt effekten rammes godt af de optimerede profilkarakteristikker.

2.5 Referencer

- [2-1] Abbott, I.H, and Doenhoff, E.v., 'Theory of Wing Sections', Dover Publications, Inc., New York (1959).
- [2-2] Bak, C., Madsen, H.A., Fuglsang, P., Sørensen, N.N., 'Metoder til bestemmelse af profildata til vindmøller', Risø-R-1065(DA), Forskningscenter Risø, Danmark (1998). (Under udarbejdelse)
- [2-3] Fuglsang, P., Antoniou, I., Dahl, K.S. and Madsen, H.A., 'Wind Tunnel Tests of the FFA-W3-241, FFA-W3-301 and NACA 63-430 Airfoils', Risø-R-1041(EN), Risø National Laboratory, Denmark (1998).

- [2-4] Michelsen, J.A., 'Basis3D – a Platform for Development of Multiblock PDE Solvers', Technical Report AFM 92-05, Technical University of Denmark (1992).
- [2-5] Michelsen, J.A., 'Block Structured Multigrid Solution of 2D and 3D Elliptic PDE's', Technical Report AFM 94-06, Technical University of Denmark (1994).
- [2-6] Paulsen, U.S., 'Konceptundersøgelse. Nordtank NTK 500/41. Strukturelle laster', Risø-I-936(DA), Forskningscenter Risø, Danmark (1995).
- [2-7] Petersen, H., 'Benchmark test on power curve computations on wind turbines – a compendium', The Teststation for Windmills, Risø National Laboratory, Denmark (1986). Incomplete draft.
- [2-8] Petersen, J.T. and Madsen, H.A. "Local Inflow and Dynamics". Risø-R-993(EN), Risø National Laboratory, Denmark (1998). (Under udarbejdelse)
- [2-9] Sørensen, N.N., 'General Purpose Flow Solver Applied to Flow over Hills', Risø-R-827(EN), Risø National Laboratory, Denmark (1995).

3 Bestemmelse af strømningsforhold ved dobbeltstall

Dobbeltstall synes at være et fænomen, der har været kendt næsten fra begyndelsen af udnyttelsen af stallregulering på vindmøller. Tydeligst ses fænomenet, når effekten vises som funktion af vindhastigheden. I visse tilfælde kan der her optræde to eller flere diskrete niveauer for effekten i stallområdet og tilsvarende niveauer kan konstateres i bladrodsmomenterne. Hyppigheden af skift mellem de forskellige niveauer kan variere fra sekunder til timer.

Nogle af de første observationer af dobbeltstall blev gjort på LM 8.5 vingerne med NACA 63-2nn profiler, som kom på markedet i midten af 1980'erne. Senere blev fænomenet bl.a. observeret i et omfattende måleprogram i Alta Mesa vindmølleparken i Californien på Danwin 23 møller med LM 11 m vinger. Også i andre lande blev der gjort tilsvarende observationer, bl.a. i Sverige, hvor effektmålinger på en mølle på Gotland viste fire diskrete niveauer.

Af flere grunde er dobbeltstall ikke ønskeligt. Bl.a. giver det usikkerhed ved forudsigelse af årsproduktionen og for beregningen af udmattelses- og ekstremlaster på møllen.

I det følgende vil forskellige observationer af dobbeltstall blive beskrevet, dels fra målinger på fuldskala rotor, dels fra vindtunnelmålinger. Herefter følger en diskussion af mulige forklaringer/årsager til dobbeltstall og endelig undersøges én hypotese nærmere ved CFD beregninger. For flere detaljer henvises til [3-2] og [3-3].

dobbeltstall betyder, at der optræder flere effektniveauer

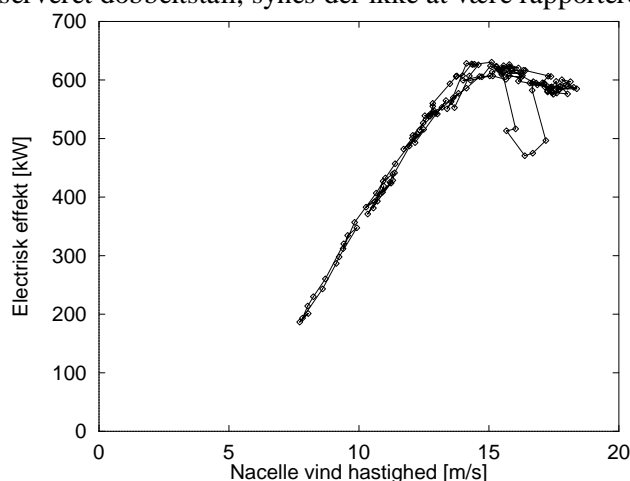
dobbeltstall er uønskeligt

3.1 Eksperimentelle observationer af dobbeltstall

Fuldskalarotorer

Selvom der som nævnt ovenfor tidligt under udviklingen af stallregulerede møller blev observeret dobbeltstall, synes der ikke at være rapporteret noget før

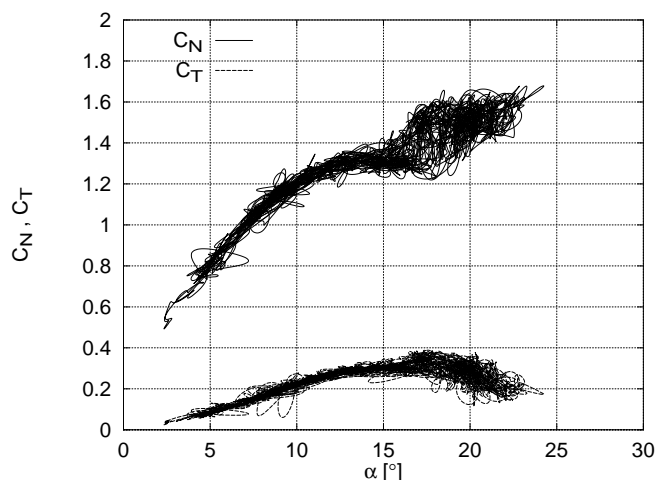
de tidligste observationer af dobbeltstall synes ikke at være rapporteret



Figur 3-1 Målt elektrisk effekt på en Bonus 600 kW mølle. 10 minutters middelværdier, [3-4].

i begyndelsen af 1990'erne, eksempelvis Alta Mesa målingerne på Danwin 23 møllen [3-1]. For nylig er der på en Bonus 600 kW mølle målt effekt (10 min.

middelværdier) over en periode på et døgn [3-4], hvor der er et betydeligt fald i effekten over en periode på ca. én time, Figur 3-1.



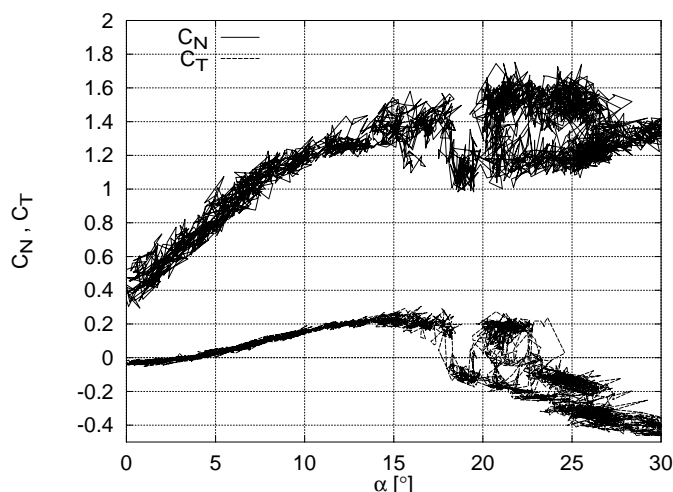
Figur 3-2 Målinger på Tellus møllen af normalcoeffcienten C_N og tangentialcoeffcienten C_T .

detaljerede data fra Tellusmålingerne på Risø viser to niveauer

Mere detaljerede data omkring dobbeltstall findes i måleresultaterne fra Tellus møllen på Risø (100 Kw) Figur 3-2, hvor der i slutningen af 1980'erne blev gennemført et stort måleprogram. Profilkoeffcienterne C_N og C_T kunne direkte udledes fra målingerne, og et eksempel på data fra drift i stallområdet er vist i Figur 3-2. Det ses, at for C_N er der en tendens til to niveauer i indfaldsvinkelintervallet fra 15–20°, mens det ikke er så tydeligt for C_T .

Vindkanalmålinger

For at kunne separere indflydelsen af bladets rotation blev den specielt instrumenterede Tellus vinge senere afprøvet stationært i Velux's 4x4 m vindkanal



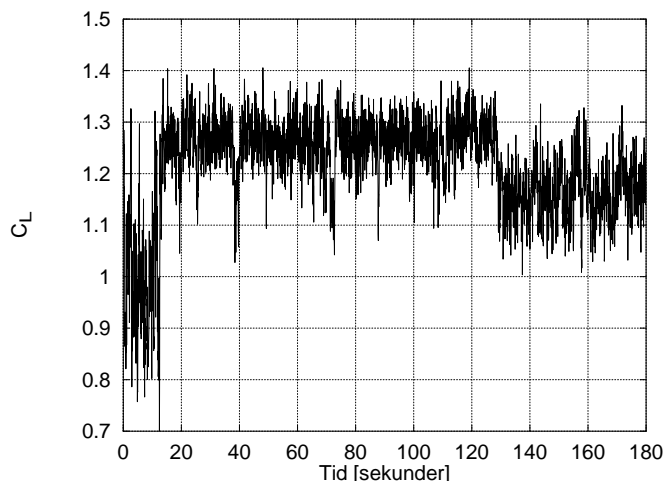
Figur 3-3 Målinger på Tellus vingen i Velux 4x4 m vindkanal.

også vindkanalmålinger på Tellusvingen viser flere niveauer

[3-6]. Målingerne blev foretaget ved ca. 30 m/s med målesektionen på vingen centreret midt i kanalen. Indfaldsvinklen blev forøget i step af 0.75° og holdt konstant i ca 10 sek. ved hver vinkel. De rå data er optaget med en scannehastighed på 32 Hz, mens de viste data i Figur 3-3 er blokmidlet til 1 sek. I et stort indfaldsvinkelområde fra ca. 15-25° er der tydeligvis to niveauer i C_N dataene og indikation af op til tre niveauer i C_T dataene.

Endelig er der også i Velux's vindkanal gennemført trykmålinger på en 2 m vingesektion med NACA 63-215 profilet [3-7] med henblik på at få meget detaljerede målinger af, hvad der sker, når opdriften springer mellem flere niveauer i stall. Et tidsspor af C_L ved en konstant indfaldsvinkel på 15.3° og en konstant vindhastighed på ca. 40 m/s er vist i Figur 3-4. I dette tilfælde kan der konstateres tre diskrete niveauer for C_L ved henholdsvis 1.0, 1.15 og 1.27.

trykmålinger giver detaljerede data om dobbeltstall



Figur 3-4 Tidsspor af C_L baseret på trykmålinger i et tværsnit på en 2 m vingesektion i Velux's vindkanal. Indfaldsvinklen holdes konstant på 15.3° og vindhastigheden er ca. 40 m/s, [3-7].

Analyse af de målte trykfordelinger viser, at strømmingen er fuldstændig separeret for det lave C_L niveau (forkantstall), mens trykfordelingen for de to andre niveauer ligner hinanden men med en mindre forskel i separationspunktets beliggenhed.

3.2 Diskussion af de eksperimentelle observationer

Siden de første observationer af dobbeltstall er der fremkommet mange ideer om, hvad årsagen til fænomenet er:

- Ændring af vingens ruhed fra f.eks. insekter eller regn .
- Ændring i vindens turbulens.
- Ændringer i krøje fejl eller vindgradient.
- Iskristaller på vingens overflade.
- Saltkristaller på vingens overflade.
- Stallhysterese.
- Laminar separationsboble.

der er forskellige forslag til forklaring af dobbeltstall

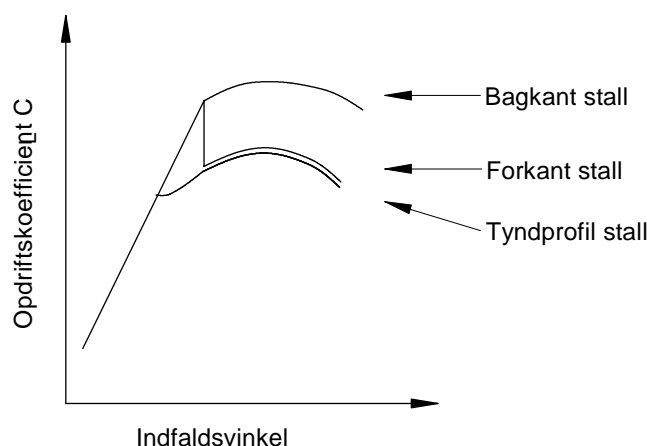
Oftest har man ikke i forbindelse med dobbeltstall observationerne på fuldskalarotorer så detaljerede målinger, at man med sikkerhed kan afgøre, hvilke ydre parametre, der forårsager skiftet i stallniveau. Det har man derimod ved vindkanalmålingerne, og hovedkonklusionen fra de viste målinger er, at skift i stallniveau for NACA 63-2nn profilerne kan forekomme uden, at der foretages ændringer af middeldriftssituationen. Det skal forstås på den måde, at der ikke aktivt er ændret på indstillingen af vindkanalen, hvorimod der vil være små variationer i indstrømningen til profilet fra eksempelvis turbulensen i strømmingen og fra bevægelsen af opspændingen som følge af fleksibilitet. Resultaterne tyder

stallniveau skifter uden at ydre parametre ændres

3 typer stall og en 4. kombinationstype

således på, at der er tale om strømningstilstande for de forskellige stallniveauer, der stabilitetsmæssigt ligger meget tæt på hinanden.

Disse observationer er herefter sammenholdt med beskrivelsen af stalltyper i litteraturen. Oftest taler man om tre typer stall: 1) bagkantstall (profiler over 15% tykkelse), 2) forkantstall (ofte profiltykkelse 9-15%) og 3) tyndprofilstall (ofte profiltykkelse under 9%), hvor det karakteristiske stallforløb for disse typer er illustreret i Figur 3-5. På baggrund af en omfattende analyse af stallforløbet på 150 NACA profiler fandt Gault [3-8] imidlertid frem til, at det var hensigtsmæssigt at indføre en fjerde stalltype, som er en kombination af forkant- og bagkantstall, altså profiler, hvor begge typer stall kan optræde afhængig af små ændringer i ydre parametre. Denne stalltype ser ud til at gælde for NACA 63-215, der tykkelsesmæssigt ligger lige på grænsen til profiler med forkantstall.



Figur 3-5 Forskellige typer stall.

Foruden at geometrien og tykkelsen af profilet er afgørende for stalltypen er der andre vigtige parametre, som nævnes i litteraturen, og som er omtalt i [3-3]:

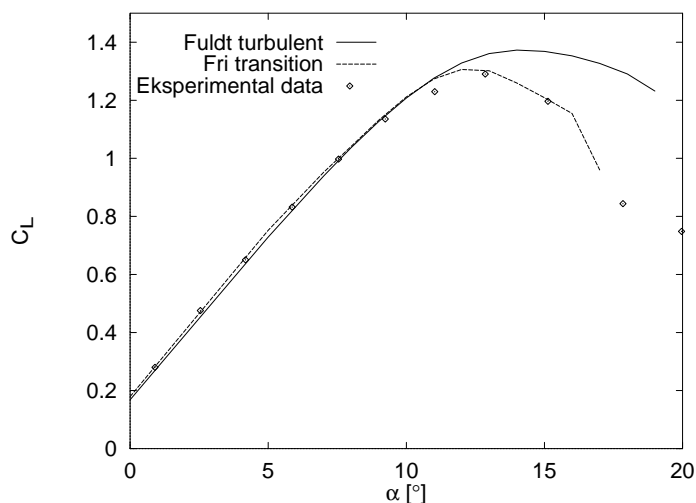
- Reynoldstal
- turbulens

Den fysiske mekanisme, som synes at være stærkt bestemmende for stallforløbet, og som er knyttet til såvel profilets geometri og ovennævnte parametre, er den laminare transistionsboble, som findes ved overgangen fra laminart til turbulent grænselag på profilet. Det blev derfor besluttet at undersøge betydningen af den laminare separationsbobles betydning for dobbeltstall nærmere ved hjælp af CFD.

den laminare transistionsboble antages at være en afgørende mekanisme

3.3 Beregningsresultater

Stationære 2D-beregninger blev udført ved brug af CFD-programmet EllipSys-2D, som er udviklet af Michelsen [3-9] og Sørensen [3-10]. Beregningerne blev udført på NACA 63-215 profilet, som har 15% relativ tykkelse og 1.0% kamber. Reynoldstallet var 1.15×10^6 , og strømningen blev undersøgt med og uden omslag fra laminar til turbulent grænselag (transition). Den frie transition blev modelleret med Miché-kriteriet [3-12].

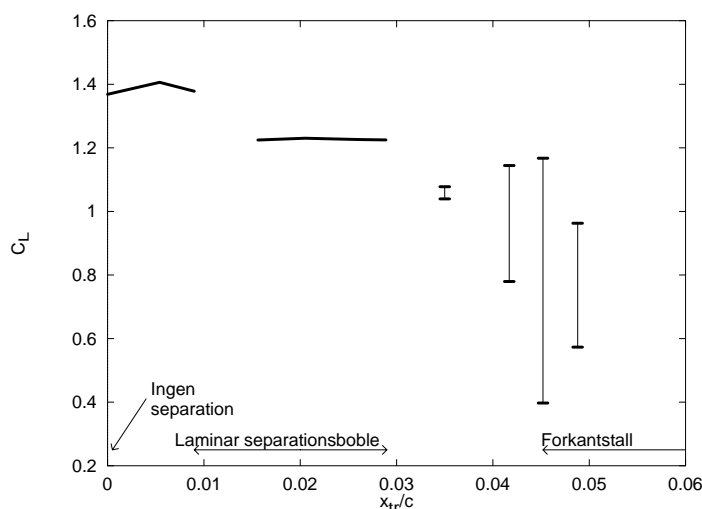


Figur 3-6 C_L som funktion af indfaldsvinkel for $Re=1.15 \times 10^6$, med og uden transition.

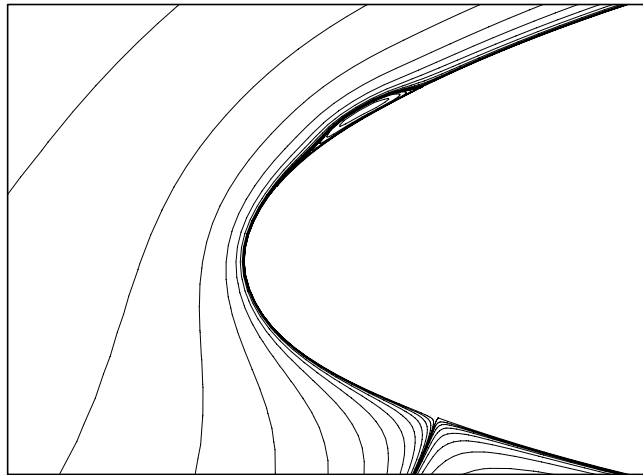
C_L som funktion af indfaldsvinklen α er vist i Figur 3-6. Det ses, at C_L for strømningen med transition er lavere i forhold til den fuldt turbulente strømning for α over 11° . Dette fald i C_L blev forårsaget af en laminar separationsboble, der blev dannet for $\alpha=8^\circ$. Eksistensen af en sådan boble kan resultere i forkantstall, da boblen kan bryde sammen (eng.: bubble bursting), som beskrevet af Ward [3-11]. Derved kan et tredje og lavere opdriftsniveau optræde.

Stationære beregninger blev udført for $\alpha=15^\circ$ for at undersøge indflydelsen af transitionspunktets position på den laminare separationsboble. Disse beregninger resulterede i tre forskellige opdriftsniveauer, som vist i Figur 3-7:

- Et højt niveau, hvor transitionspunktet var i intervallet fra 0 til 1% kordelængde fra forkanten.
- Et mellemliggende niveau, hvor transitionspunktet var mellem 1% og 3% kordelængde (en laminar separationsboble opstod som vist ved strømlinierne på Figur 3-8).
- Et lavt niveau, hvor transitionspunktet var nedstrøms for 3% kordelængde (laminar separation efterfulgt af kraftige fluktuationer opstod, dvs. forkantstall).



Figur 3-7 C_L som funktion af transitionspunktets position



Figur 3-8 Strømlinier omkring NACA 63-215-profil med laminar separationsboble. $AOA=15^\circ$. $Re=1.15 \times 10^6$.

Selvom strømmingen blev instationær, når transitionspunktet blev flyttet mod bagkanten, afslørede de stationære beregninger alligevel et kvalitativt billede af mekanismerne.

3.4 Diskussion

Fra beregningerne på NACA 63-215-profilet blev det vist, at den maksimale opdrift var meget følsom for transition (omslag fra laminar til turbulent strømning). Forskellen i opdriftsniveauer for NACA 63-215-profilet blev hovedsageligt forårsaget af en laminar separationsboble, som opstod ved profilets forkant for indfaldsvinkler på mere end 8° . Som tidligere nævnt beskriver Fuglsang et al. [3-7] målinger på et NACA 63-215-profil og finder tre opdriftsniveauer ved en indfaldsvinkel på 15.3° . Dette stemmer godt overens med beregningerne, der også viste tre opdriftsniveauer. En undersøgelse af NACA 63-415-profilet [3-3] viser også eksistensen af tre opdriftsniveauer. Dette indikerer, at en laminar separationsboble ved forkanten er en sandsynlig forklaring på dobbeltstall fænomenet ved 2D strømning.

dobbelstall skyldes en laminar separationsboble



Figur 3-9 'Oil flow' visualisering på en roterende vinge.

'Oil flow' visualisering på en roterende vinge som vist i Figur 3-9 indikerer, at denne forklaring også gælder for 3D strømning under drift. Billedet viser, at en laminar separationsboble blev dannet ved forkanten på den yderste halvdel af vingen. Strømningen vil i særdeleshed omkring boblen og i de separerede områder blive influeret af rotations- og 3D-effekter. Det tyder på, at strømningen

på en rotor under rotation vil have præference for det høje opdriftsniveau sammenlignet med 2D-strømning.

Sammenfattende er den vigtigste forklaring på dobbelt stall på rotorers med NACA 63-215-profiler, at der på profilers forkant dannes en laminar separationsboble, der muligvis bryder sammen og dermed forårsager forkantstall. 2D-beregninger på RISØ-1-profilet beskrevet af Bak et al. (1998) [3-3] viste, at det var muligt at undgå dobbelt stall. Beregningerne indikerede, at formen på profilet - og i særdeleshed næsens form - influerede på stallkarakteristikken, som det blev observeret af Gault (1951) [3-8].

Dette ledte os til den hypotese, at en vis ændring af NACA 63-215- og NACA 63-415-profilers geometri omkring næsen kunne afhjælpe dobbeltstall.

*ved ændring af profilers
forkant kan dobbeltstall
måske undgås*

3.5 Konklusion

- Dobbelt stall fænomenet, som er blevet observeret på rotorers, forårsager en uønsket usikkerhed på maksimum effekten og lasterne.
- Sammenbruddet af den laminare separationsboble, som dannes på et profils forkant er en sandsynlig forklaring på dobbeltstall.
- CFD-beregninger viste tre distinkte opdriftsniveauer for NACA 63-215-profilet afhængig af transitionspunktets beliggenhed.
- Den laminare separationsboble er influeret af turbulens, Reynoldstallet, rotationseffekter og overfladeruhed.
- Profiler kan designes, som udviser reduceret eller ingen dobbeltstall.

3.6 Referencer

- [3-1] Pedersen, T.F., Petersen, S.M., Thomsen, K., Madsen, P.H. and Højstrup, J., "Loads for Wind Turbines in Inhomogeneous Terrain. Measurement Report", Risø-M-2922. Risø National Laboratory, July 1991
- [3-2] Madsen, H.A., Bak, C., Fuglsang, P. and Rasmussen F. "The Phenomenon of Double Stall". Presented at the EWEC 97 Conference in Dublin, October 5-9 1997.
- [3-3] Bak, C., Madsen, H.A., Fuglsang, P. and Rasmussen, F. "Double Stall". Risø-R-1043(EN), Risø national Laboratory, Juni 1998.
- [3-4] Privat kommunikation med Peder Enevoldsen, Bonus, Danmark.
- [3-5] Madsen, H.A., "Aerodynamics of a Horizontal Axis Wind Turbine in Natural Conditions", Risø-M-2903, Risø National Laboratory, September 1991.
- [3-6] Madsen, H.A. and Rasmussen, F., "Steady and Unsteady Wind Tunnel Measurements on a Blade Section", Proc. of the seventh IEA Symposium on the Aerodynamics of Wind Turbines, held on November 29-30, Lyngby, Copenhagen, Denmark, 1993.
- [3-7] Fuglsang, P., Antoniou, I., Sørensen, N.N. and Madsen, H.A., "Validation of a Wind Tunnel Testing Facility for Blade Surface Pressure Measurements", Risø-R-981(EN), Risø National Laboratory, Denmark (not yet published).

- [3-8] Gault, D.E., "A Correlation of Low-Speed, Airfoil-Section Stalling Characteristics With Reynolds Number and Airfoil Geometry", NACA Tech. Note 3963, March 1957.
- [3-9] Michelsen, J.A., "Basis3D - a Platform for Development of Multiblock PDE Solvers", Technical Report AFM 92-05, Technical University of Denmark, 1992.
- [3-10] Sørensen, N.N., "General Purpose Flow Solver Applied to Flow over Hills", Risø-R-827(EN), Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark, 1995.
- [3-11] Ward, J.W., "The Behaviour and Effects of Laminar Separation Bubbles Aerofoils in Incompressible Flow". Jour. Royal Aero. Soc., Vol. 67, December 1963.
- [3-12] Michel, R., "Etude de la Transistion sur les Profiles d'Aile; Etablissement d'un Critère de Determination de Point de Transistion et Calcul de la Trainee de Profile Incompressible", Onera, Tech. rep. 1/1578-A (1951).

4 Identifikation af hovedparametre for lastreduktion

Resultater fra analyse af den dynamiske kobling mellem en vindmølles blade og de komponenter, der understøtter rotoren, dvs. hovedaksel, maskinkabine og tårn, præsenteres i dette kapitel.

I forbindelse med undersøgelse af stall-inducerede, kantvise bladvibrationer [4-1], [4-2] er det observeret, at de aktuelle værdier af rotor tilt- og yaw-frekvenserne relativt til den kantvise blad-egenfrekvens er vigtige for udvikling af de stall-inducerede svingninger. Simuleringer med aeroelastiske beregningsprogrammer viser, at de kantvise svingninger udvikles lettere, hvis blad-egenfrekvensen ligger tæt på en af rotor- eller yaw-frekvenserne. Denne observation indikerer, at der eksisterer en kobling mellem den kantvise blad-svingning og rotor tilt- og yaw-svingningerne, som kan være vigtig for bestemmelse af lasterne, ikke kun for stall-regulerede vindmøller, men for møller med et hvilket som helst reguleringsprincip. I nærværende afsnit beskrives den grundlæggende fysik i den skitserede kobling ved anvendelse af forenklede delmodeller. En detaljeret præsentation af det teoretiske grundlag for den anvendte beskrivelse kan findes i [4-3].

De aeroelastiske beregningsprogrammer, der anvendes i industrien i dag, har generelt vist, at de er i stand til at forudsige responset for den nuværende generation af vindmøller med god nøjagtighed for langt de fleste lastsituationer. Dette synes også at være tilfældet med hensyn til den kobling, vi vil beskæftige os med her. Imidlertid kan en god forståelse af den grundlæggende fysik i denne kobling være med til at understøtte valget af detaljeringsgrad i de anvendte modeller samt valget af de lastsituationer, man vil undersøge.

kobling mellem blade og rotors understøtning ...

... er vigtig for møller med et hvilket som helst reguleringsprincip

4.1 Kobling mellem global rotor-hvirvling og lokal blad-hvirvling

Målet er at undersøge det dynamiske samspil mellem – på den ene side – rotor tilt- og yaw-modalformerne og – på den anden side – de to fundamentale kantvise blad-modalformer, der involverer alle tre blade. Vi har undersøgt denne kobling forenklet ved at betragte rotoren som en roterende substruktur, hvor deformationerne i de kantvise modalformer er de eneste frihedsgrader. På en virkelig vindmølle understøttes denne substruktur af hovedaksel, maskinkabine og tårn, som alle har en vis fleksibilitet. I en simpel model for rotor-understøtningen tilnærmer vi denne fleksibilitet med fire fjedre, hvoraf to er placeret ved tårnets top, og to er placeret ved hovedlejets understøtning. Hver fjeder har en frihedsgrad i rotation, hvilket tillader den roterende aksel at ændre retning i rummet, svarende til en bevægelse af rotorcentrum i et vertikalt plan. Denne bevægelse af akselen under drift tilnærmer bevægelsen af den virkelige mølles tilt- og yaw-modalformer, hvoraf der normalt er fire med frekvenser i det interessante område.

fysisk indsigt opnås ved hjælp af simple modeller ...

... for rotor ...

Vi gør ikke her forsøg på at løse de koblede bevægelsesligninger for det beskrevne system. Men ved at antage at bladene vibrerer i de kantvise modalformer, illustrerer vi, hvordan en inertikraft opstår i rotorplanet, og endvidere hvordan denne kraft overføres som et roterende moment til de understøttende fjedre ved tårntop og hovedleje. Momentet kan anslå rotorens tilt- og yaw-modalformer, især i nærheden af resonans, når den kantvise bladeegenfrekvens \pm omdrejningsfrekvensen (1P) er tæt ved en af rotorens tilt- eller yaw-

... og for blade

frekvenser. Idet bladene betragtes som uendeligt stive, løser vi endvidere den homogene bevægelsesligning for at bestemme tilt- og yaw-modalformer og -egenfrekvenser, og for at illustrere indflydelsen fra rotoromdrejningstallet på frekvenserne som følge af ændringen af de gyroskopiske kræfter.

rotorens hvirvling kaldes global

- og bladenes hvirvling kaldes lokal

eksempler med fuld aeroelastisk model

Når en af tilt- eller yaw-modalformerne anslås, beskriver bevægelsen af rotorens centrum en ellipse i det vertikale plan. Med reference til terminologien, som anvendes for lignende konstruktioner, vælger vi at kalde denne bevægelse for *global rotor-hvirvling*. Inertikraften i rotorplanen, der opstår på grund af de kantvise bladsvingninger, beskriver ligeledes en elliptisk bane i rotorens plan, når bevægelsen henføres til et koordinatsystem, der er fast i rotoren. Derfor vælger vi at betegne den bladbevægelse, der giver inertikraften, ved *lokal blad-hvirvling*. Når vi anvender denne terminologi, er vores målsætning at beskrive den dynamiske kobling mellem *lokal blad-hvirvling* og *global rotor-hvirvling*.

De beskrevne metoder og modeller anvendes til at illustrere de fundne resultater ved eksempler, der baseres på en virtuel 3-bladet, stall-reguleret, 500 kW vindmølle med 19.0 m blade. Yderligere anvendes en fuld aeroelastisk beregning til at illustrere forholdene for en vindmølle i normal drift under stall.

4.2 Typiske egenfrekvenser og modalformer

egenfrekvenser og modalformer i stilstand

Indledningsvis beregnes møllens egenfrekvenser og modalformer under stilstand ved anvendelse af Risø's aeroelastiske beregningsprogram, HawC, der er beskrevet detaljeret i [4-4] og oversigtsmæssigt i [4-5]. Det formodes, at HawC modellen har en tilfredsstillende repræsentation af de modalformer, der har væsentlig betydning for det aktuelle fænomen, og beregningerne af egenfrekvenserne er altså udført uden de simplificerende antagelser, der er nævnt ovenfor. De fundne egenfrekvenser er listet og identificeret i Tabel 1.

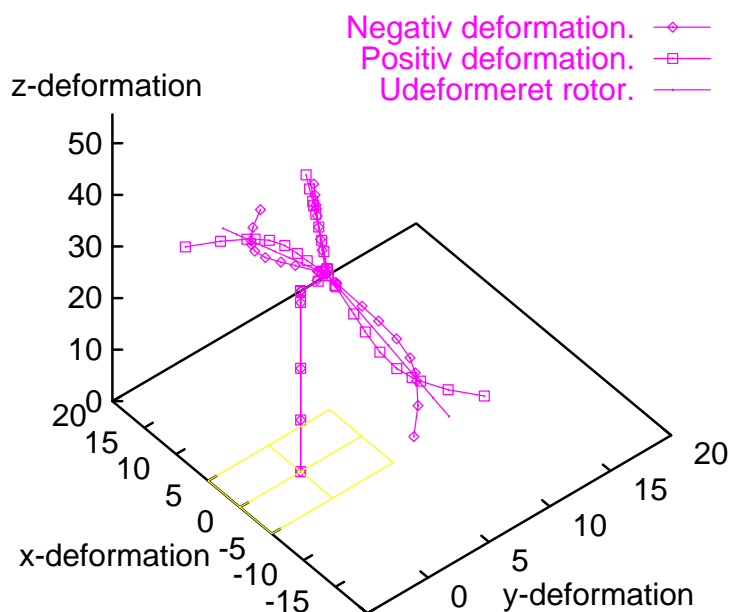
Tabel 1 Beregnede egenfrekvenser.

Frekvens nummer	Simuleret frekvens [Hz]	Beskrivelse af modalform
1	0.760	Tårn på tværs af vind
2	0.809	Tårn parallel med vind
3	0.908	Hovedaksel torsion
4	1.380	1. rotor yaw
5	1.550	1. rotor tilt
6	1.854	1. blad flapvis
7	2.921	1. blad kantvis (Figur 4.2)
8	2.972	1. blad kantvis (Figur 4.3)
9	3.550	2. rotor yaw (Figur 4.1)
10	4.190	2. rotor tilt

eksempel på yaw-modalform

De modalformer, der betegnes yaw- og tilt-modalformerne er nr. 4, 5, 9 og 10. De ændres noget under drift på grund af gyroskop-kræfterne, som det vil fremgå af eksemplerne beregnet med den simple rotor-model i Afsnit 4.3. Det er svingning i disse modalformer under drift, vi betegner *global rotor-hvirvling*. Et eksempel på en rotor modalform under stilstand er vist i Figur 4-1, hvor den 2. yaw modalform er plottet (no. 9 i Tabel 1) med det ene blad lodret opad. Dette blad er stort set i stilstand. De to andre blade svinger i modfase med hinanden og i modfase med maskinkabine og tårn.

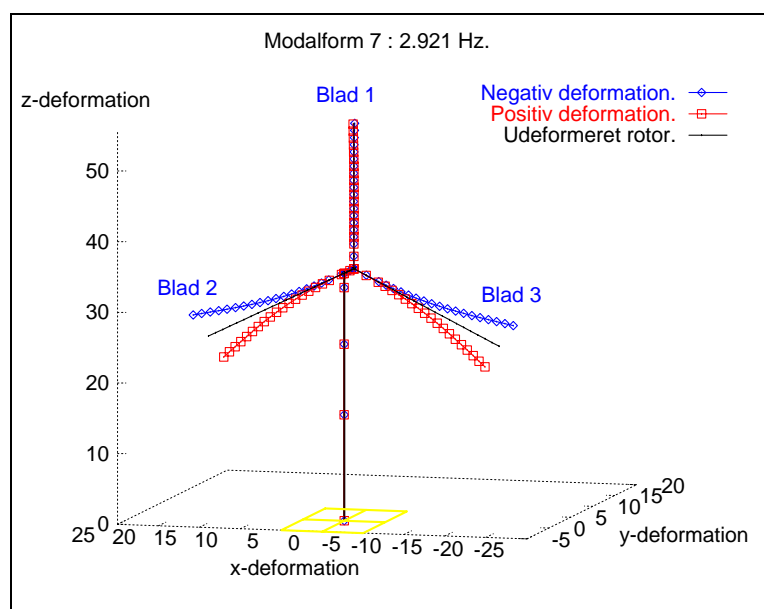
Modalform 9: 3.550 Hz.



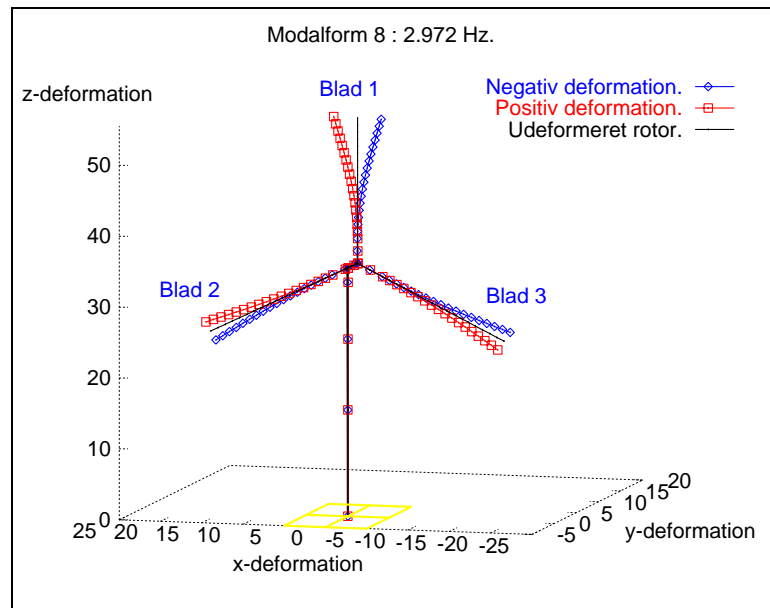
Figur 4-1 Den 2. rotor yaw modalform under stilstand.

De to fundamentale modalformer (no. 7 og 8 i Tabel 1), hvor bladene svinger kantvis, er vist i henholdsvis Figur 4-2 og Figur 4-3. Det er en linearkombination af disse to modalformer, evt. faseforskudt, der deltager i det, vi betegner *lokal blad-hvirvling*.

kantvise blad-modalformer



Figur 4-2 Den 1. kantvise modalform, hvor de to blade, blad 2 og blad 3, svinger i modfase med samme amplitude.



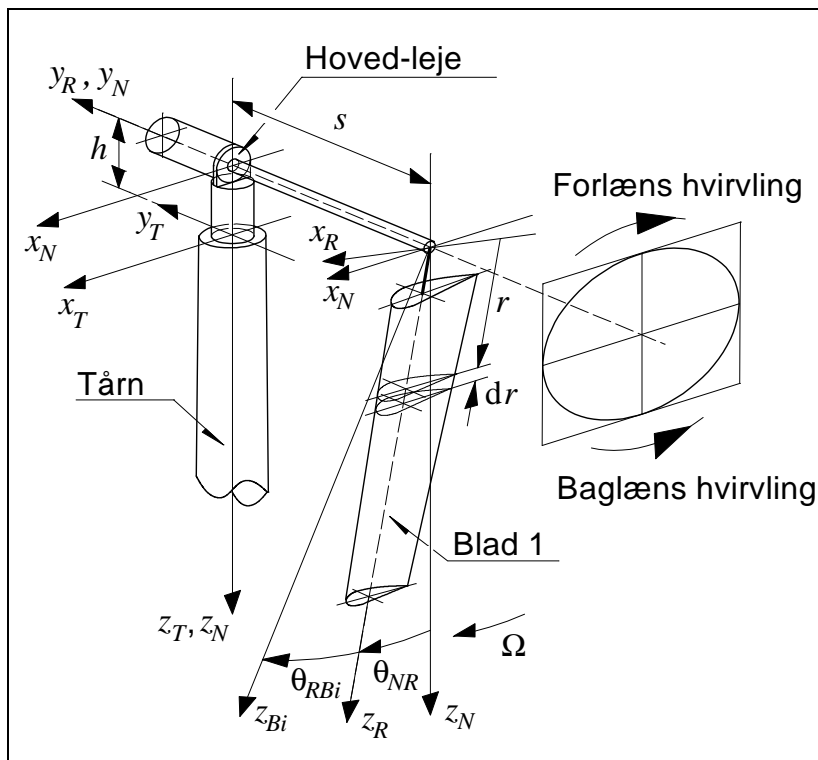
Figur 4-3 Den 1. kantvise modalform, hvor det ene blad, blad 1, svinger i modfase med de to andre, blad 2 og blad 3, som har den halve amplitude af blad 1.

4.3 Global rotor-hvirvling

Vores definition af *global rotor-hvirvling* uddybes yderligere ved at anvende en forenklet model af vindmøllen, hvor hovedaksel og rotor, inklusiv bladene, antages at være uendeligt stive, og kun tårn og maskinkabine er fleksible. Modellen er vist i Figur 4-4. Den har 4 frihedsgrader, 2 rotationer ved tårntoppen og 2 rotationer ved lejeunderstøtningen. Den homogene bevægelsesligning for modellen kan løses direkte, hvorved egenfrekvenserne for de 4 rotor-hvirvlingsmodalformer bestemmes. Resultatet af en beregning for et valg af masser og stivheder, der svarer nogenlunde til vores virtuelle mølle, er vist i Figur 4-5. Det ses af figuren, hvordan hvirvlingsfrekvenserne afhænger af omdrejningsfrekvensen. Figur 4-4 skitserer den elliptiske bane, som rotorcentret følger. Bevægelsen er karakteriseret ved, at den foregår enten i samme retning som rotationen – betegnet *forlæns hvirvling* – eller i modsat retning – betegnet *baglæns hvirvling*. De svingningsformer, der roterer forlæns, har højere frekvenser end stilstandsfrekvensen, og de, der roterer baglæns, har lavere frekvenser. Afhængigheden af omdrejningstallet er størst for de 1. yaw- og tilt-svingningsformer. Eksemplet illustrerer, at man ved det designmæssige valg af omdrejningstal, der normalt først og fremmest tilgodeser energiproduktionen, samtidig vælger beliggenheden af hvirvlingsfrekvenserne.

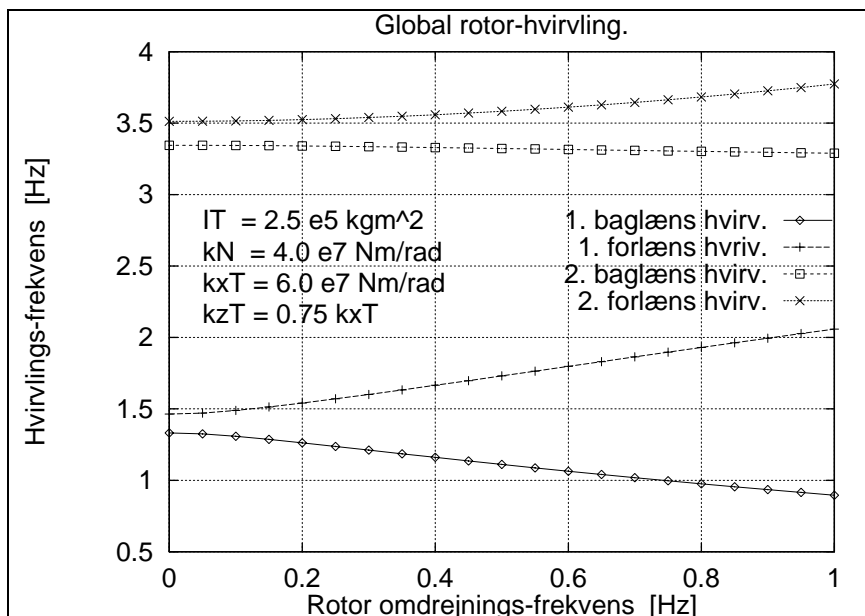
simpel model for global rotor-hvirvling

hvirvlingsfrekvenserne for rotoren afhænger af rotationshastighed



den simple model har fire frihedsgrader

Figur 4-4 Simpel model af vindmøllen med ialt 4 frihedsgrader, nemlig 2 rotationer ved tårntoppen omkring x_T - og z_T -akserne og 2 rotationer ved hovedaksellet omkring x_N - og z_N -akserne.



Figur 4-5 Globale rotor-hvirvlingsfrekvenser som funktion af rotorens omdrejningsfrekvens.

4.4 Lokal blad-hvirvling

Deformationerne i bladenes kantretning, som ikke skyldes periodiske kræfter fra tyngdekraft og vindfelt, vil i overvejende grad bestå af svingninger, der er en linearkombination af de fundamentale kantvise modalformer, nummer 7 og 8 (Tabel 1). De to modalformer kan samtidig være faseforskudt i forhold til hin-

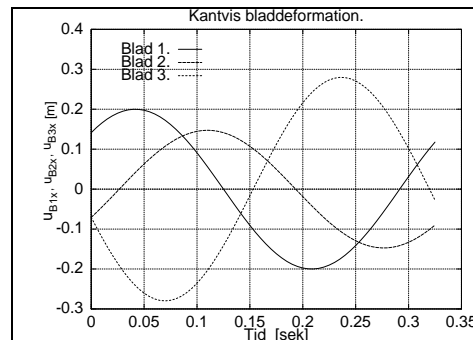
anden. Svingningen foregår med den kantvise egenfrekvens, ω_e , og den kan være mere eller mindre dæmpet, eventuelt ovenikøbet negativt dæmpet, som det er tilfældet med stallinducerede svingninger. Men for betragtningerne her er dæmpningen egentlig uden betydning. Et eksempel på en svingning rent på egenfrekvensen, ω_e , er vist i Figur 4-6. De to modalformer har her samme amplitude for det mest deformerede blad, og de er faseforskudt 45° .

I forbindelse med disse kantvise svingninger vil der opstå en inertikraft i rotorplanet, mens svingningen ikke giver noget moment omkring hovedakselen. Denne kraft er vist i Figur 4-7, med reference til et koordinatsystem, der er fast i rotoren. Kraften beskriver en ellipse, og i det viste tilfælde gennemløbes ellipsen i samme retning som rotoren drejer (forlæns), og et gennemløb svarer til en svingning af bladet. I Figur 4-8 og Figur 4-9 er den samme kraft vist, men nu som den ses fra tårnet. Kraften indeholder her 2 frekvenser, nemlig $\omega_e - \Omega$ og $\omega_e + \Omega$ set fra tårnet. Den elliptiske bane, som kraften beskriver, kan opdeles i to cirkulære baner, svarende til to komponenter af kraften, der roterer hver sin vej, stadig med kantfrekvensen, ω_e . Dette er vist i Figur 4-10. De deformationer, der svarer til disse to kraftkomponenter, betegnes henholdsvis *forlæns* og *baglæns*, lokal blad-hvirvling. Den forlæns komponent vil netop ses med frekvensen $\omega_e + \Omega$ fra tårnet, og den baglæns komponent vil ses med frekvensen $\omega_e - \Omega$. Koblingen mellem den globale rotor-hvirvling og den lokale blad-hvirvling bliver væsentlig, når de globale rotor-hvirvlings-frekvenser og de lokale blad-hvirvlings-frekvenser set fra tårnet, $\omega_e - \Omega$ og $\omega_e + \Omega$, nærmer sig hinanden. Koblingen kan således betragtes som et resonans-fænomen.

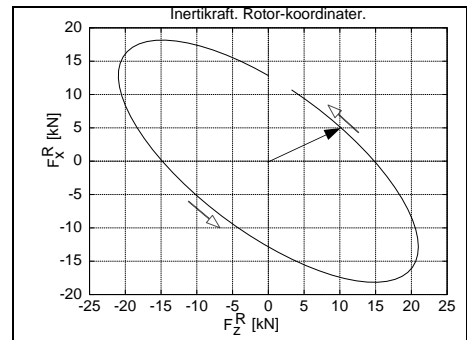
*inertikraft i rotorplanet,
der roterer med egen-
frekvensen*

*2 cirkulære komponenter,
én forlæns og én
baglæns*

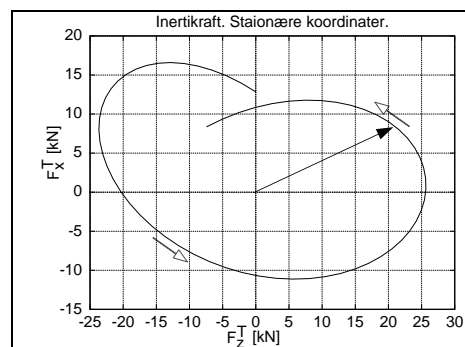
*betragt interaktion som
resonansfænomen*



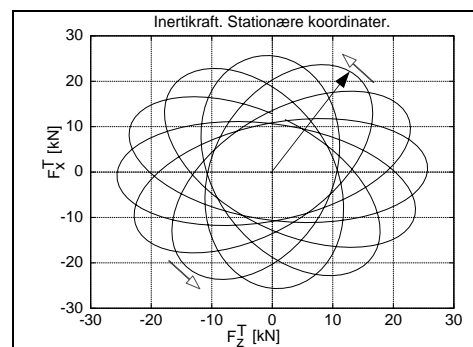
Figur 4-6 Deformationer i kantretningen på bladenes tip.



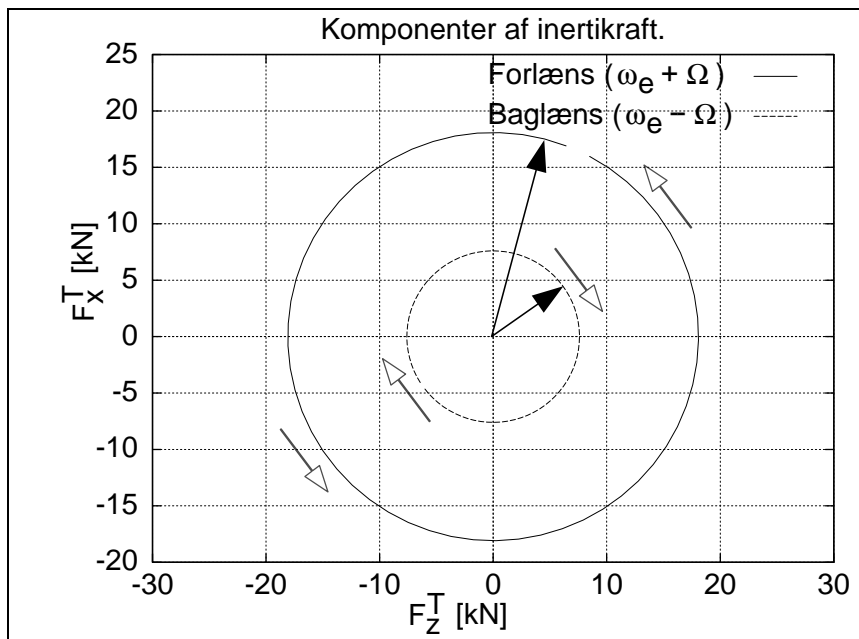
Figur 4-7 Inertikraft i rotorplan som følge af bladenes kantvise svingning.



Figur 4-8 Inertikraft set fra tårntop under en komplet bladsvingning.



Figur 4-9 Inertikraft set fra tårntop under en komplet rotoromdrejning.



Figur 4-10 Forlæns og baglæns hvirvlingskomponenter af inertikraften i rotorplanet. De anførte frekvenser ($\omega_e - \Omega$ og $\omega_e + \Omega$) gælder for observation fra tårnet, mens radius i de cirkulære baner er ens for en observatør i tårnet og en observatør, der sidder på rotoren og kører med rundt. Observatøren, der kører med rundt, oplever den rene kantfrekvens, ω_e .

4.5 Eksempler med typisk dæmpet respons

For at demonstrere de omtalte effekter på en typisk mølle, er responset beregnet for en virtuel mølle under drift i stall med en fuld aeroelastisk model i HawC. To forskellige møllekonfigurationer er benyttet, dels den grundlæggende konfiguration – resultaterne nedenfor betegnet *Rhi1*, vist i venstre figurkolonne – og dels en konfiguration, hvor hovedakselen har forøget stivhed – resultaterne betegnet *Rhi3*, vist i højre figurkolonne. I det første tilfælde optræder der voksende kantsvingninger, mens svingningerne er omtrent konstante i det andet tilfælde.

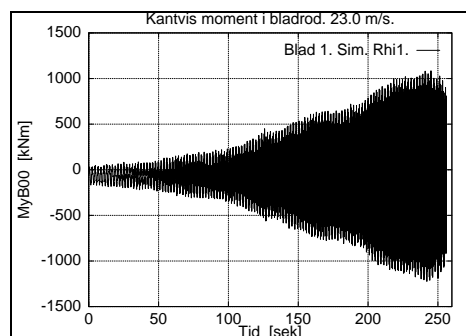
Analysen af bladernes deformationer baseres på de kantvise momenter i bladroden, som er vist i Figur 4-11 og Figur 4-12. Dette er gjort, fordi det er typisk, at man i en målesituation kun har momenterne og ikke bladdeformationerne. Deformationerne i kantretningen er med god tilnærmelse proportionale med momentet. I det aktuelle tilfælde er der benyttet en proportionalitetskonstant på 1200 kNm/m. Energi-spektrene for de beregnede deformationer på bladernes tip er vist i Figur 4-13 og Figur 4-14. Omdrejningsfrekvensen $1P = 0.5$ Hz og kantfrekvensen $\omega_e = 2.9$ Hz ses i spektrene. I Figur 4-15 og Figur 4-16 vises henholdsvis de forlæns og de baglæns komponenter af deformationen svarende til den roterende kraft, vist tidligere i Figur 4-10. Det kan konstateres, at den baglæns komponent er dominerende. I tilfældet her ændres komponenternes størrelse med tiden, fordi amplituden i svingningen ændres med tiden. Komponenterne af den roterende inertikraft i rotorplanet er vist i Figur 4-17 og Figur 4-18. Pilene indikerer, at kraften roterer baglæns. Momenterne i tårntoppen er vist i Figur 4-19 og Figur 4-20. Den globale rotor-hvirvling er tydelig for den grundlæggende konfiguration, mens hvirvlingen ikke kommer igang for konfigurationen med øget akselstivhed. I energi-spektrene for tårnmomentet i Figur 4-21 og Figur 4-22 kan frekvenserne $\omega_e - \Omega = 2.4$ Hz og $\omega_e + \Omega = 3.4$ Hz identificeres.

øget bøjningsstivhed af hovedaksel giver mindre svingninger

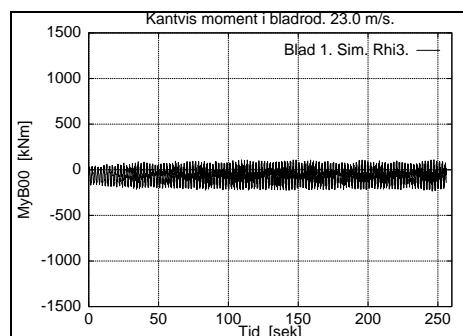
moment
⇒
udbøjning

Disse kunne betragtes som frekvenser af påvirkningen. Den ændrede akselstivhed har ændret frekvensspektret for tårnmomentet i området omkring 3.4 Hz. Det tolkes sådan, at de globale rotor-hvirvlingsfrekvenser er flyttet væk fra påvirkningsfrekvensen, som øjensynlig har været de 3.4 Hz i dette tilfælde.

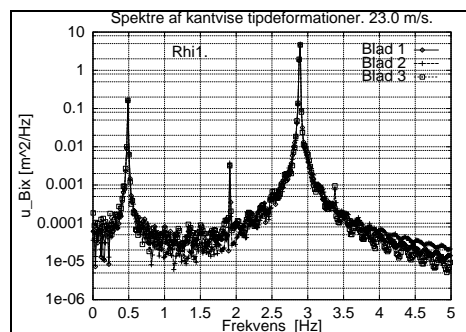
Beliggenheden af de globale rotor-hvirvlingsfrekvenser kan findes i HawC ved excitation med et harmonisk moment i tårntoppen. En sådan analyse er gennemført, og den viser, at frekvenserne svarende til 2. tily/yaw global hvirvling er på henholdsvis 3.4 Hz for den baglæns hvirvling og 4.4 Hz for den forlæns hvirvling for den origianle konfiguration, mens de tilsvarende frekvneser er flyttet +0.2 Hz for konfigurationen med stivere aksel.



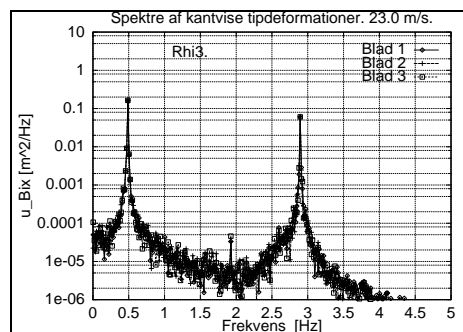
Figur 4-11 Tidsspor af simuleret kantvis bladrodsmoment ved 23.0 m/s.



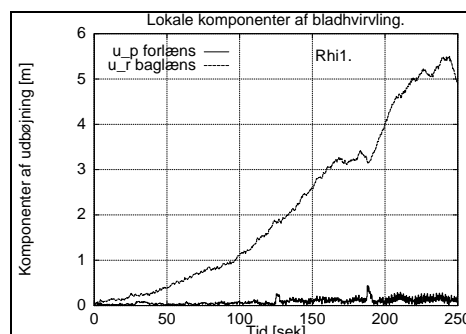
Figur 4-12 Samme hoveddata, men med øget akselstivhed.



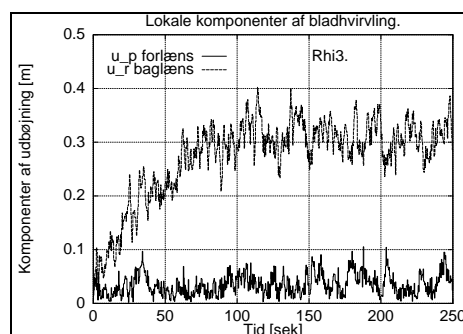
Figur 4-13 Energi-spektre af kantvise tipdeformationer.



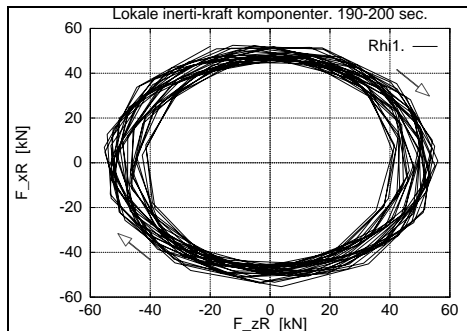
Figur 4-14 Samme hoveddata, men med øget akselstivhed.



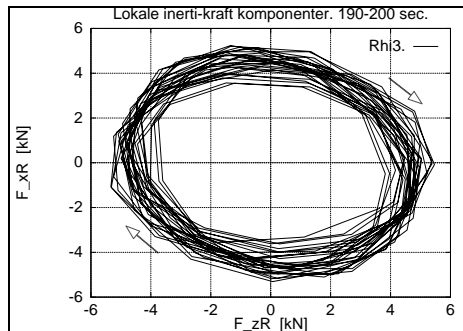
Figur 4-15 Lokale komponenter af bladhvirvling svarende til deformation.



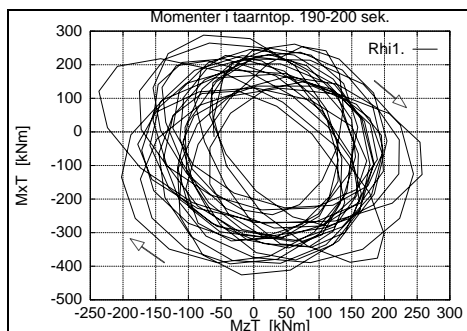
Figur 4-16 Samme hoveddata, men med øget akselstivhed.



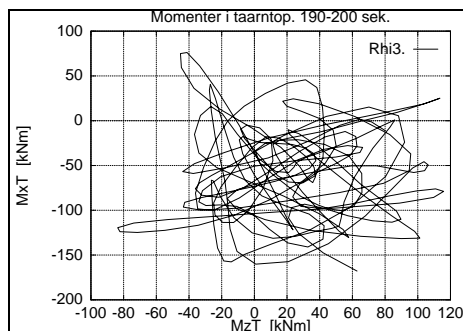
Figur 4-17 Lokale komponenter af bladhvirvling svarende til kraft.



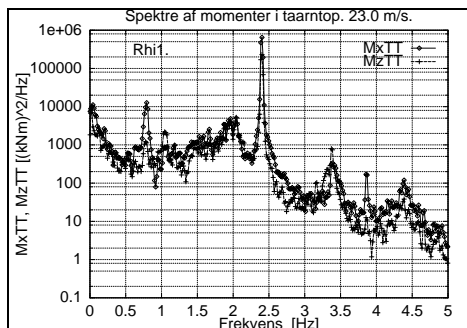
Figur 4-18 Samme hoveddata, men med øget akselstivhed



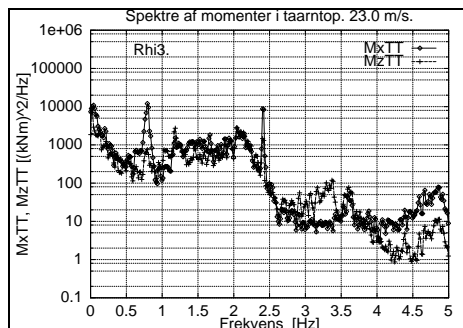
Figur 4-19 Momenter i tårntop.



Figur 4-20 Samme hoveddata, men med øget akselstivhed.



Figur 4-21 Energi-spektre af momenter i tårntop.



Figur 4-22 Samme hoveddata, men med øget akselstivhed.

4.6 Konklusion

Fysikken i koblingen mellem de lokale svingninger af bladene i de fundamentale kantvise modalformer og den globale svingning af rotoren på dens understøtning er skitseret ved hjælp af simple modeller. Den anvendte metode, der viser at inertikræfterne fra bladenes svingning kan påvirke rotorens globale bevægelse, kan også anvendes i modsat retning, hvorved man viser, at en bevægelse af rotorcentret vil medføre, at der initieres kantvise kræfter på bladene. Idet der er gode muligheder for at forudsige beliggenheden af de involverede frekvenser, må det anbefales, at man ved nydesign undersøger betydningen af koblingen, f.eks. ved at simulere med harmoniske kræfter eller momenter, der påvirker konstruktionen med frekvenser og orienteringer, der kan anslå svingningerne.

4.7 Referencer

- [4-1] Petersen, J.T., Rasmussen, F., Thomsen, K. Kantsvingninger og rotordynamik. Risø rapport. Risø-I-791(DA). Forskningscenter Risø, Roskilde, Danmark. Maj 1994.
- [4-2] Petersen, J.T., Madsen, H.Aa., Björck, A., Enevoldsen, P., Øye, S., Ganander, H., Winkelaar, D. *Prediction of Dynamic Loads and Induced Vibrations in Stall*. Risø report. Risø-R-1045(EN). Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark. May 1998.
- [4-3] Petersen, J.T., Thomsen, K., Madsen, H.Aa. Local Blade Whirl and Global Rotor Whirl Interaction. Risø report. Risø-R-1067(EN). Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark, August 1998.
- [4-4] Petersen, J.T. Kinematically Nonlinear Finite Element Model of a Horizontal Axis Wind Turbine. Ph.D. thesis. Part 1 and 2. Risø National Laboratory. Roskilde, Denmark, July 1990.
- [4-5] Petersen, J.T. The Aeroelastic Code HawC — Model and Comparisons. In proceedings of State of the Art of Aeroelastic Codes for Wind Turbine Calculations. 28th Meeting of Experts, International Energy Agency, Annex XI. Editor B. Maribo Pedersen, Technical University of Denmark. Lyngby, April 11-12 1996, pp. 129-135.

5 Udvidelse af anvendelsesområdet for aeroelastiske modeller m.h.t. yaw, koning og store udbøjninger

5.1 Introduktion

Det er vigtigt, at den fortsatte udvikling af vindmøllerne, ikke mindst udviklingen mod større møller med mere fleksibelt design, støttes optimalt og ikke begrænses af beregningsmodellernes gyldighedsområde. Derfor er en revurdering af de aerodynamiske delmodeller i de aeroelastiske beregningsprogrammer påbegyndt. Indenfor projektet er to emner behandlet; 1) implementering af en forbedret beregning af de inducerede hastigheder i yaw i FLEX4 og; 2) undersøgelse af de inducerede hastigheder for rotorers med stor koning eller stor udbøjning af vingerne.

fremtidig udvikling må ikke begrænses af beregningsmodellernes gyldighedsområde

5.2 Implementering af yaw-model for inducerede hastigheder i det aeroelastiske program FLEX4

Beregningen af de inducerede hastigheder (opbremsningen af vinden i rotorplanet på grund af rotorens aksialtryk) er et meget vigtigt element i enhver vindmølleberegning, idet de indgår i bestemmelsen af de lokale indfaldsvinkler og dermed i beregningen af lastfordelingen på vingerne. I praksis anvendes altid den såkaldte BEM-model, hvor de inducerede hastigheder beregnes ved hjælp af impuls-ligningen for et strømrør indeholdende det lokale bladelement. Metoden er meget simpel og dermed uhyre effektiv med hensyn til beregningstid for de aeroelastiske modeller, og den giver erfaringsvis glimrende resultater under normale driftsforhold. For tilfælde, hvor vindmøllens rotor er udsat for skrå anblæsning (i praksis specielt yaw) viser både erfaringer og beregninger med mere detaljerede modeller, at BEM-modellen i sin standardform giver gradvist dårligere resultater for stigende yaw. Ved yaw-vinkler omkring 90° bryder beregningen helt sammen.

beregning af de inducerede hastigheder et vigtigt element i enhver vindmølleberegning

BEM modellen i standardform giver dårlige resultater i yaw

Der er i tidligere projekter udarbejdet forslag til en modifikation af BEM-modellen, så den i højere grad afspejler virkeligheden i yaw-tilfælde uden samtidig at sætte beregningseffektiviteten overstyr. Denne modifikation er nu implementeret i det aeroelastiske beregningsprogram FLEX4. Modifikationen af BEM-modellen har primært to elementer.

modifikation af BEM modellen implementeret i FLEX4 – 2 elementer

Den første modifikation består i en ændring i opstillingen af selve impuls-ligningen for det enkelte bladelement. Den primære ændring vedrører beregningen af det relevante masseflow, som indgår i ligningen. I den oprindelige udgave af FLEX4 var der af mangel på bedre forslag rent intuitivt valgt at anvende et masseflow bestemt ud fra den frie vinds normalkomponent gennem rotorskiven minus den inducerede hastigheds aksialkomponent.

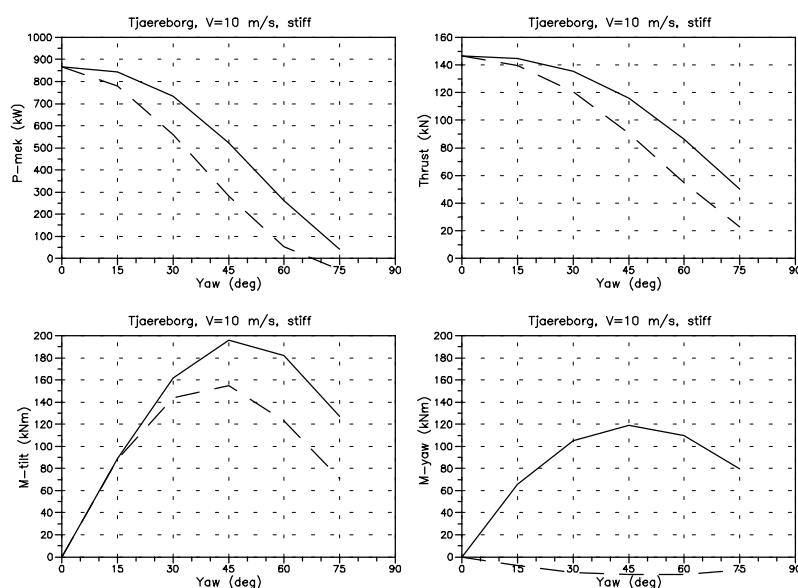
1. element: beregning af masseflow ændres

I den nye version baseres masseflowet på den totale strømningshastighed i rotorplanet, dvs. vindhastigheden og den inducerede hastighed adderet vektorielt, selv om denne vektor ikke er normal til strømrørets referenceareal. Trods denne tilsyneladende selvmodsigelse kan det vises, at de beregnede inducerede hastigheder bliver korrekte i de idealiserede tilfælde med lav, jævnt fordelt belastning for alle vinkler inklusive 90° . For mere realistiske rotorbelastninger

formodes nøjagtigheden at være mindre, men dog væsentligt bedre end med den umodificerede BEM-model. Den primære virkning af denne del af den modificerede model er reducerede inducerede hastigheder i forbindelse med yaw med heraf følgende forøget aksialtryk og rotoeffekt.

Den anden modifikation af BEM-modellen indfører en variation i de beregnede inducerede hastigheder henover den skråstillede rotorskive som funktion af det enkelte punkts afstand til normalplanet for strømmingen. Denne variation kan vises at optræde selv for konstant fordelt last over rotorskiven, idet de inducerede hastigheder kan opfattes som et resultat af induktion fra tiphvirvlerne, som omslutter slipstrømmen (wake'n) i læ af rotoren. Da induktionen aftager med afstanden, vil de inducerede hastigheder være mindre på den opstrøms side af rotorskiven, som er længst fra waken, og tilsvarende større på den nedstrøms side. For et punkt på en roterende vinge vil de inducerede hastigheder derfor varierer tilnærmet sinusformet omkring et middelniveau, som bestemmes som beskrevet ovenfor. Amplituden er en funktion af punktets radielle position og den effektive yaw-vinkel, som ikke er vinklen til den fri strømning, men

2. element: variation af den inducerede hastighed som funktion af afstanden til normalplanet for strømmingen

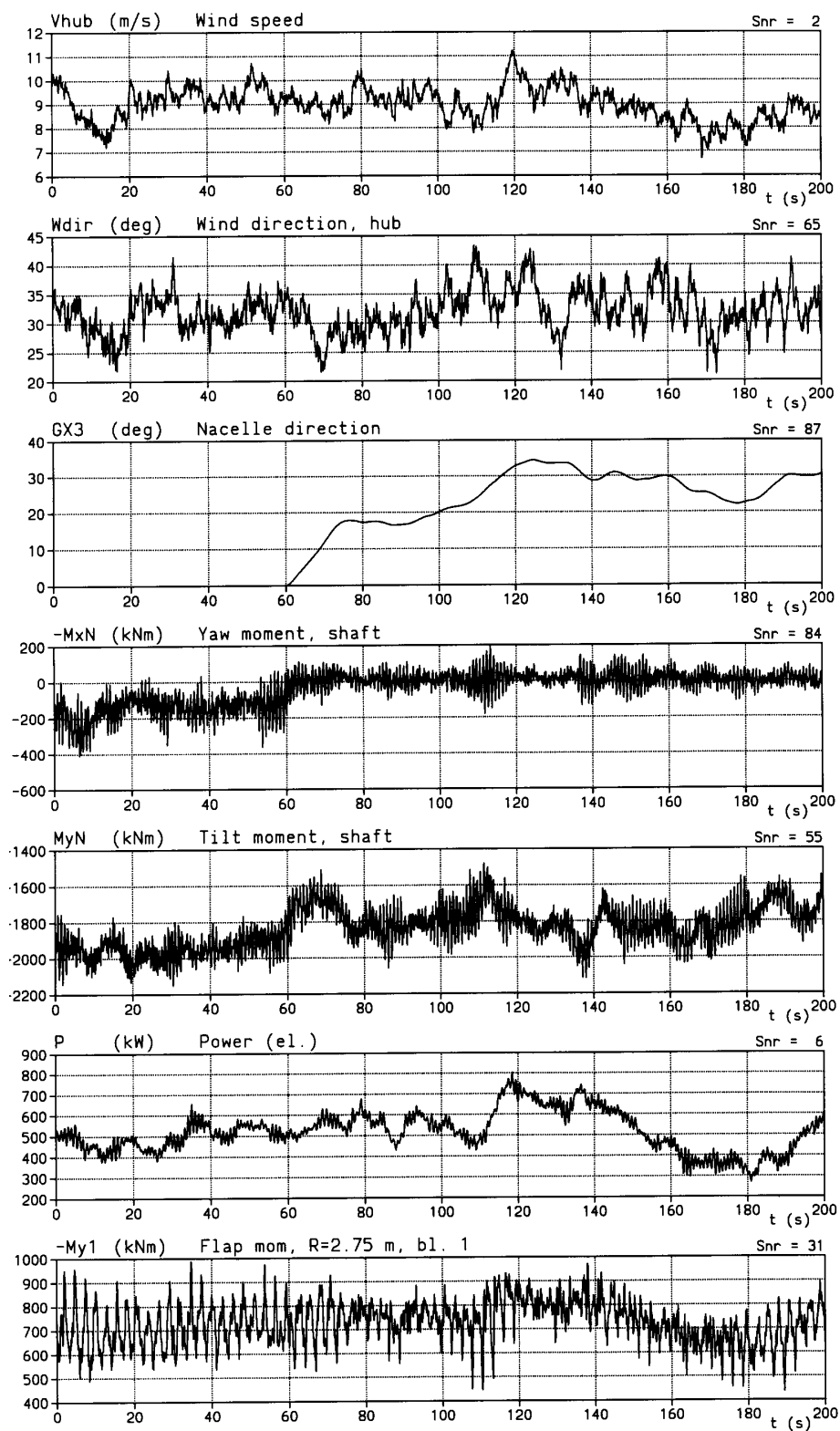


Figur 5-1 Sammenligning af traditionel BEM model (resultater med stilet linie) og ny model med forbedret beregning i yaw (resultater med fuldt optrukket linie).

derimod vinklen til waken, som afbøjes på grund af rotorlastens komponent på tværs af strømmingen. Et estimat for denne vinkel beregnes derfor som en del af metoden. Den primære virkning af de varierende inducerede hastigheder over det skråstillede rotorplan er, at der opstår et ikke uvæsentligt oprettende yaw-moment, som slet ikke er modelleret med den simple BEM-model. Ved implementeringen i den aeroelastiske model er der lagt stor vægt på at gøre den så generel som mulig, så ikke blot yaw men også tilt og vertikal vindkomponent fra bakkeeffekter er inkluderet i modellen for den skrå anstrømning. Desuden er det lykkedes at undgå begrænsninger i de mange geometriske parametre, der indgår i modellen. Det skulle derfor være muligt at udføre beregninger uden numeriske problemer for yawvinkler gående igennem både 90^0 og 180^0 med i hvert fald kvalitativt rigtige resultater.

også forbedring ved tilt og vertikal vindkomponent

muligt at beregne for alle yawvinkler



Figur 5-2 Simulering af en 60 m diameter opvindsmølle. Krøjningen er fastlåst indtil $t=60$ sekunder, hvorefter krøjningen frigøres.

Eksempler

På Figur 5-1 er vist en sammenligning af resultater med den nye og den gamle model for inducerede hastigheder. Der er regnet på en 60 m rotor ved en konstant vindhastighed på 10 m/s med forskellig yaw. I den aeroelastiske model er de elastiske frihedsgrader sat ud af funktion, således at resultaterne alene afspejler de aerodynamiske laster under stationære forhold. Sammenligningen viser, at den nye model i forhold til den gamle giver en væsentlig forøgelse af aksialtryk (thrust) og akseleffekt for mellemstore yawvinkler. Dette er resultatet af det større masseflow i den nye beregning. Endelig viser beregningen med den nye model et signifikant yawmoment (oprettende), som slet ikke findes med den gamle model. Dette er resultat af modelleringen af forskellene i de inducerede hastigheder på opstrøms og nedstrøms side af rotorplanet.

Figur 5-2 viser et resultat af en beregning med den fulde aeroelastiske model for en traditionel mølle med 60 m rotor placeret opvinds i forhold til tårnet. Ved beregningens start ($t=0$) er møllens krøjning låst mens vinden kommer under en vinkel på ca. 30 grader fra højre. Det ses, at der opstår et middel yawmoment i oprettende retning, men det ses også, at middelværdien trods den store krøjefejl ikke er særlig stor i forhold til lastvariationerne fra vindens turbulens. Efter 60 sekunder frigives møllens krøjeselement, hvorefter møllen modelleres som fritkrøjende med friktionsfrit krøjeleje. Det ses nu, at møllen selv retter op i vinden med et passende dæmpet respons uden for store krøjehastigheder. Det kunne tyde på, at der er et potentiale for konstruktion af fritkrøjende møller, selv med opvinds placerede rotor. Det må dog forventes, at friktionsforholdene vil blive af afgørende betydning for møllernes selvkrøjende egenskaber.

5.3 Inducerede hastigheder ved stor koning eller stor udbøjning af vingerne

Udviklingen af vinger har gradvist ført til lettere og mere fleksible design med betydelig udbøjning af vingerne under drift. Et væsentligt spørgsmål i den forbindelse er, om energiomsætningen i rotoren og belastningen på vingerne ændres, når vingerne bøjer ud. Dette vil finde sted, hvis de inducerede hastigheder ændres væsentligt i forhold til den plane rotor. Den grundlæggende årsag til at bladets udbøjningsform har betydning for de inducerede hastigheder gennem rotoren er, at startpositionen for de afkastede hvirvler fra den roterende vinge ændres. Da opbremsningen af strømmingen gennem rotoren induceres af disse hvirvler, vil hastighedsfeltet i rotorplanet hænge sammen med udbøjningsformen af vingerne.

Den traditionelle BEM model vil ikke give nogen ændring i de inducerede hastigheder, når vingen bøjer ud. Et første skridt har derfor været at få undersøgt, om ændringen i de inducerede hastigheder er så stor, at der er behov for udvidelse af BEM modellen, for tilfredsstillende beregningsnøjagtighed for den type rotor. Et andet mål har været, at undersøge ændringen i energiomsætningen og om den eventuelt kan forøges ved en passende udbøjningsform af vingen. Det sidstnævnte er nærmere behandlet i et resultatblad [5-1], hvor også detaljer omkring de numeriske beregninger af de inducerede hastigheder ved stor udbøjning af vingerne er beskrevet. Nedenfor vil hovedresultaterne blive opsummeret.

Numerisk model

For at forenkle undersøgelsen men også for at gøre den mere principiel er der valgt at benytte en såkaldt "Actuator Disc" (AD) model, [5-2], [5-3]. Det er en

*resultat af ændring –
forøgelse af aksialthrust
i yaw*

*andet resultat – opret-
tende yawmoment*

*potentiale for fritkrø-
jende møller med op-
vinds rotor*

*- ændres de inducerede
hastigheder ved stor
udbøjning af vingerne?*

*- ændres energiomsæt-
ningen ved stor udbøj-
ning af vingerne?*

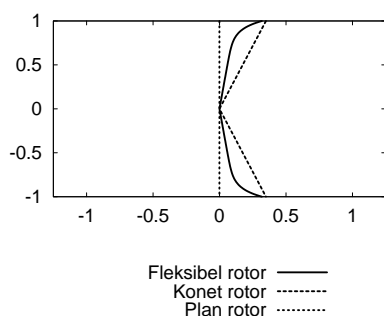
slags fiktiv rotor, hvor man kun opererer med belastningen på rotoren uden at skulle specificere vingegeometrien og de forskellige driftsparametre. Belastningen påføres som såkaldte volumenkræfter på strømmingen, som er reaktionen fra vingebelastningen. I hele denne undersøgelse er det antaget, at belastningen er konstant over rotorarealet, og resultaterne gælder således kun eksakt for denne situation. Strømningsproblemet er løst med det generelle CFD program FIDAP.

en actuator disc model benyttes – en fiktiv rotor

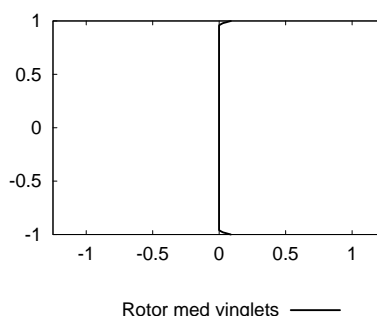
Resultater

Undersøgelsen har omfattet fire forskellige rotor geometrier som vist i Figur 5-3 og Figur 5-4: en plan rotor som er referencerotoren, en rotor med fleksible vinger, en rotor med ca. 20° koning og endelig en rotor, hvor den yderste del af vingen er bukket kraftigt i medstrømsretningen som en vinglet.

4 forskellige rotor geometrier undersøges



Figur 5-3 Tre af de undersøgte rotorplangeometrier: plan rotor, fleksibel rotor og rotor konet 20° (vinden ind fra venstre).



Figur 5-4 Den fjerde undersøgte geometri er en rotor med vinglets.

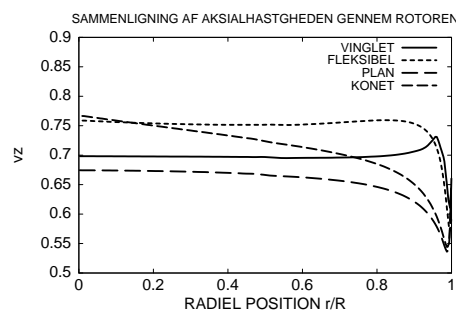
Den aksielle hastighedsfordeling gennem rotorplanet er vist i Figur 5-5. De inducerede hastigheder beregnet med BEM modellen ville for den samme rotorbelastning give en konstant hastighed gennem rotoren på 0.66 (hastighederne er normeret med hensyn til fristrømhastigheden). Det ses, at der for alle de forskellige rotor geometrier er en betydelig variation af hastigheden som funktion af den radiære position. Endvidere er der stor indbyrdes forskel mellem hastigheder for de forskellige rotor geometrier. Det kan derfor konkluderes, at benyttelse af BEM modellen til beregning af de inducerede hastigheder for den type rotorer ville være forbundet med en betydelig fejl – op til 15-20%. Endvidere er tendensen, at hastighederne over det meste af radius er større end de 0.66, BEM modellen ville give. Da energiomsætningen vokser som funktion af hastighedens størrelse, kunne det indikere, at man kan opnå en større energiomsætning i den type rotorer sammenlignet med en rotor med vingen i planet. Et udtryk for den lokale virkningsgrad af energiomsætningen er optegnet i Figur 5-6, og på en betydelig del af rotoren er den over 0.59, som er den såkaldte Betz grænse for energiomsætningen og skulle udgøre den øvre grænse for denne størrelse. Det interessante er nu, om middelværdien af effektiviteten udtrykt ved effektfaktoren C_P også kan overskride de 0.59. Resultatet er vist i Tabel 5-1, og det viser sig, at C_P bliver ens for de forskellige rotorer og ligger på en maksimal værdi på ca. 0.57 for en belastning udtrykt ved thrustkoefficienten CT på 0.89. At den ikke kommer højere op skyldes, at den yderste del af vingen arealmæssigt tæller meget, og af Figur 5-6 ses, at den lokale effektfaktor her er lav. Det skal dog bemærkes, at resultatet her er udregnet for en konstant belastning svarende til maksimal virkningsgrad, og det kan ikke udelukkes, at det kan give et andet resultat for andre belastningsfordelinger.

stor forskel i de inducerede hastigheder for de forskellige rotor geometrier

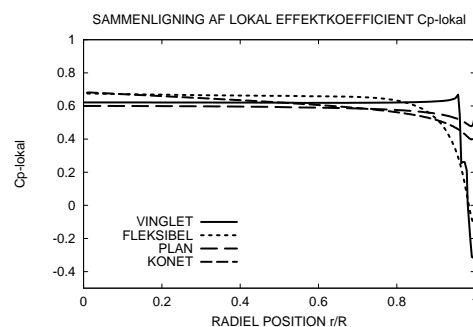
benyttelse af BEM modellen giver fejl på op til 15-20%

Betz grænsen for energiomsætningen kan overskrides lokalt overskrides

- men ikke totalt set for hele rotoren



Figur 5-5 Den aksielle hastighedsfordeling i rotorplanet for de forskellige rotorudformninger.



Figur 5-6 Den lokale effektfaktor $C_{p-lokal}$ for de forskellige rotorplaner.

$CT \backslash C_P$	Plan	Fleksibel	Konet 20^0 Gr.	Vinglet
0.70	0.528	0.527	0.528	0.528
0.80	0.562	0.560	0.561	0.562
0.89	0.573	0.570	0.571	0.573
0.95	0.559	0.559	0.559	0.562

Tabel 5-1 Den totale effektfaktor C_P for de forskellige rotorplaner som funktion af belastningen udtrykt ved thrustkoefficienten CT .

Konklusion

Fire forskellige rotorgeometrier er gennemregnet: 1) en plan rotor; 2) en rotor med fleksible vinger; 3) en rotor konet 20^0 ; og 4) en rotor med vinglets. Beregninger baseret på "Actuator Disc" konceptet med en konstant aksial belastning over rotoren har vist følgende:

- der er stor forskel på de aksielt inducerede hastigheder gennem rotorplanet for de forskellige geometrier, og ind mod midten af rotorplanet er de aksiale hastigheder større for de ikke plane rotorers;
- der er betydelig forskel på den lokale effektfaktor for de forskellige rotorplaner, og værdier op til 0.67 er beregnet, som er betydeligt over Betz grænsen på 0.59;
- den totale effektfaktor er ens for de forskellige rotorplaner;
- benyttes BEM modellen til beregning af de inducerede hastigheder for de viste rotorers vil det give fejl på op til 15-20%. Der er således behov for at modificere BEM modellen for at kunne regne på rotorers med stor udbøjning.

behov for forbedring af BEM modellen ved stor udbøjning af vingerne

Referencer 5.2

- [5-1] Madsen, H.A. og Rasmussen, F.. "Fleksible Vinger og Koning ændrer Lokalt Energiomsætningen". Resultatblad AED-RB-5, Forskningscenter Risø, Juli 1998.

- [5-2] Madsen, H.A. (1996), A CFD Analysis of the Actuator Disc Flow compared with Momentum Theory Results. Proceedings of the 10th Symposium on Aerodynamics of Wind Turbines, Edinburgh, December 16-17, 1996.

- [5-3] Madsen, H.A., Application of Actuator Surface Theory on Wind Turbines. Proceedings of the 2nd IEA Symposium on Aerodynamics of Wind Turbines held at Lyngby 21-22, November 1988.

6 anbefalinger for anvendelse af aeroelastiske modeller til opstilling af lastgrundlag

6.1 Statistisk variation af udmattelseslaster

Ved opstilling af designlaster for vindmøller simuleres lasttidshistorier for en række forskellige kombinationer af mølletilstande og vindforhold. Til dette benyttes en aeroelastisk tids-domæne model, hvor lastresponsen beregnes til en række tidspunkter – ofte udfra en foreskrevet turbulens til hvert tidspunkt. Turbulens simuleres som et tre-dimensionelt stokastisk felt bestående af tre vindkomponenter, og for at generere dette stokastiske vindfelt benyttes blandt andet en tilfældighedstals-generator, som initieres med en "seed" parameter. Denne seedparameter kan vælges arbitrært, og valget giver anledning til variation i tidshistorien for lastresponsen og dermed variation i både maksimallast og udmattelseslaster i det pågældende lasttilfælde. Dette svarer helt til det, man ville opnå ved at benytte tilfældigt udvalgte måleserier af lasterne.

turbulens giver variation i laster

Betydningen af denne variation for ekstremlaster er tidligere undersøgt og beskrevet i [6-1]. Derimod er effekten for udmattelseslaster ikke tidligere beskrevet, og netop dette har været udgangspunktet for denne undersøgelse (Hele undersøgelsen er beskrevet i [6-2]).

Dermed indeholder undersøgelsen en kortlægning af den statistiske usikkerhed ved simulering af udmattelseslaster ved brug af aeroelastiske tids-domæne modeller. Øvrige modelusikkerheder – f.eks. ved den aerodynamiske modellering – er ikke medtaget. Til forskel fra sådanne modelusikkerheder er det karakteristisk, at den statistiske usikkerhed helt kan elimineres – til dette kræves blot tilstrækkeligt datamateriale (dvs. et tilstrækkeligt antal beregninger).

6.2 Aktiviteter

For at kortlægge den statistiske usikkerhed er der taget udgangspunkt i en konkret vindmølle. Dette er en 1.5 MW stall-reguleret mølle med 80 m navnhøjde, og der er foretaget simuleringer med det aeroelastiske program HawC [6-3], som blandt andet benytter sig af Mann - turbulensmodellen [6-4]. Derved er resultaterne specifikke for dels denne mølletype, dels denne aeroelastiske model og turbulensmodel. Det vurderes dog, at resultaterne i det store hele kan betragtes som værende generelle for det tre-bladede danske koncept af denne størrelse.

laster beregnes for 1.5MW mølle

Ved en række vindhastigheder er der gennemført et stort antal simuleringer, hvorfra lasttidshistorierne er analyseret med hensyn til udmattelse. Resultatet af disse analyser er for en stor dels vedkommende beskrevet ved hjælp af den *skades-ækvivalente lastvidde*, som meget behændigt beskriver den samlede udmattelseseffekt fra en stokastisk lasthistorie ved bare ét tal. Efterfølgende er der foretaget en statistisk analyse af disse ækvivalente lastvidder, og de har samtidigt dannet grundlag for en beregning af den totale udmattelseslast i levetiden, dvs. integreret op over en række forskellige vindhastigheder. Også her er benyttet et forenklet udtryk for udmattelseslasten, *levetidsækvivalentlasten*. Disse totale udmattelseslaster i levetiden er også blevet analyseret statistisk.

udmattelse beskrives ved få parametre

- som undersøges statistisk

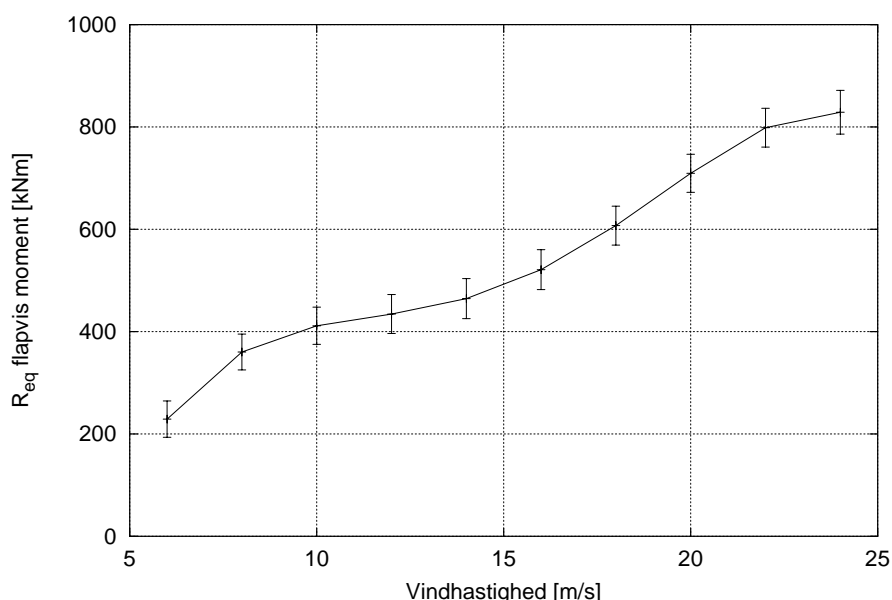
Udover en kortlægning af den statistiske variation af både ækvivalentlasterne (for et enkelt lasttilfælde) og levetidsækvivalentlasterne (alle lasttilfælde kombineret), er der foretaget en undersøgelse af en række forskellige parametres indflydelse på den statistiske variation af disse størrelser. Det drejer sig om turbulensintensiteten, simuleringstiden og middellastniveauet.

6.3 Resultater

Et væsentligt resultat fra undersøgelsen er en kortlægning af udmattelseslasternes statistiske variation ved forskellige vindhastigheder. Her er fokuseret på fem forskellige lastkomponenter: flapvis bladmoment, krøjemoment, nikkemoment, effekt og endelig tårnbundmoment. For alle disse laster er variationen ved forskellige vindhastigheder bestemt, og det har vist sig, at variationskoefficienten (dvs. standardafvigelsen normeret med middelværdien) generelt er størst ved de lave vindhastigheder og mindst ved de højeste vindhastigheder. Typiske værdier er 0.15 ved lave vindhastigheder og 0.05 ved de højeste vindhastigheder. For tårnbundmomentet har det dog vist sig, at variationskoefficienten er nogenlunde konstant uafhængig af vindhastigheden.

Resultaterne for det flapvise bladmoment er illustreret i Figur 6-1.

lasterne varierer mellem 5% og 15% - alt efter vindhastighed



Figur 6-1 Ækvivalente lastvidder for flapvis bladbøjning. Intervallerne ved hver vindhastighed illustrerer middelværdien +/- standardafvigelsen.

levetidslasterne varierer ca. 5%

Designlasterne og variationen i disse for en vindmølles komponenter udgøres af en integration af de laster, som optræder for de enkelte lasttilfælde. Den integrerede variation i levetidsækvivalentlaster er beregnet til 3 % for hhv. flapvis moment, nikkemoment og krøjemoment. For effekten og tårnmomentet er den hhv. 4 % og 6 %.

Denne variation i levetidslasterne er baseret på 600 sekunders simuleringer ved hver vindhastighed og en konstant turbulensintensitet på 0.15. Weibull parametre er $A=10$ m/s og $k=2.0$.

Samtidigt er det antaget, at der for hver enkelt vindhastighed er benyttet en tilfældig turbulenshistories historie i forhold til de øvrige vindhastigheder.

En tilsvarende undersøgelse er udført for andre værdier af turbulensintensiteten, hhv. $I=0.10$ og $I=0.20$. Middelværdien af levetidslasten varierer naturligvis kraftigt med turbulensintensiteten. F.eks. vil en fordobling af turbulensintensiteten omtrent medføre en fordobling af levetidsækvivalentlasten. Dette gør sig imidlertid også gældende for standardafvigelsen af levetidsækvivalentlasten, hvorved den relative usikkerhed – variationskoefficienten – ikke ændres som funktion af turbulensintensiteten.

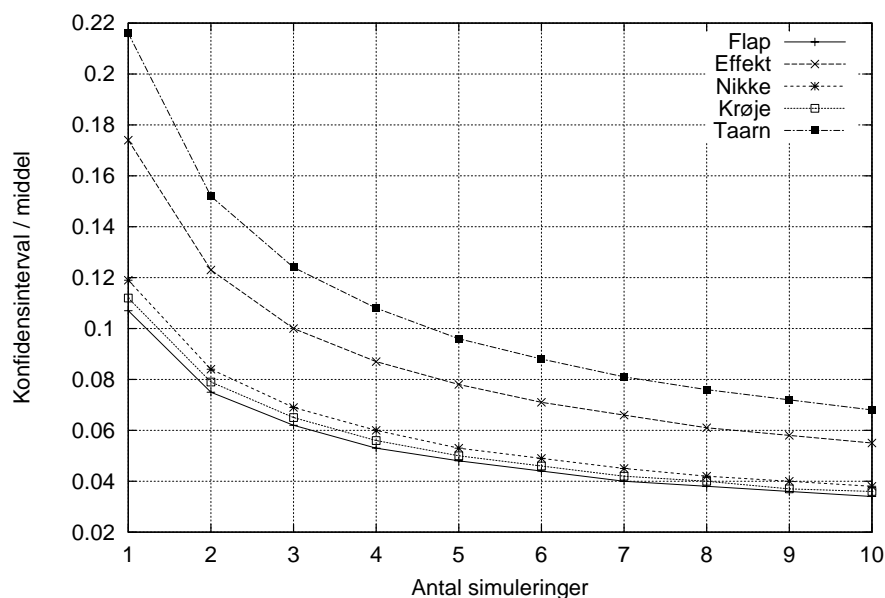
Simuleres belastningerne på en vindmølle i kortere tidsperioder end 10 minutter vil både størrelsen af lasterne og variationen på lasterne ændres. Undersøgelsen har vist, at såfremt der benyttes 5 minutters simuleringer øges standardafvigelsen af levetidsækvivalentlasterne med 20-80% afhængigt af lastkomponenten. Samtidig viser undersøgelsen, at den samme variationskoefficient kan opnås med både 5 og 10 minutters simuleringer – det kræver blot dobbelt så mange 5 minutters simuleringer som 10 minutters simuleringer.

Betydningen af middellasten for udmattelseslaster er undersøgt på en simplificeret måde, og dette har vist, at denne effekt kan være særdeles vigtig. F.eks. øges både den flapvise levetidslast og tårnbøjningslasten med ca. 30%, når middellaster tages i regning.

den relative usikkerhed ændres ikke af turbulensintens.

to 5 min. simuleringer svarer til én 10 min.

middellasten er vigtig

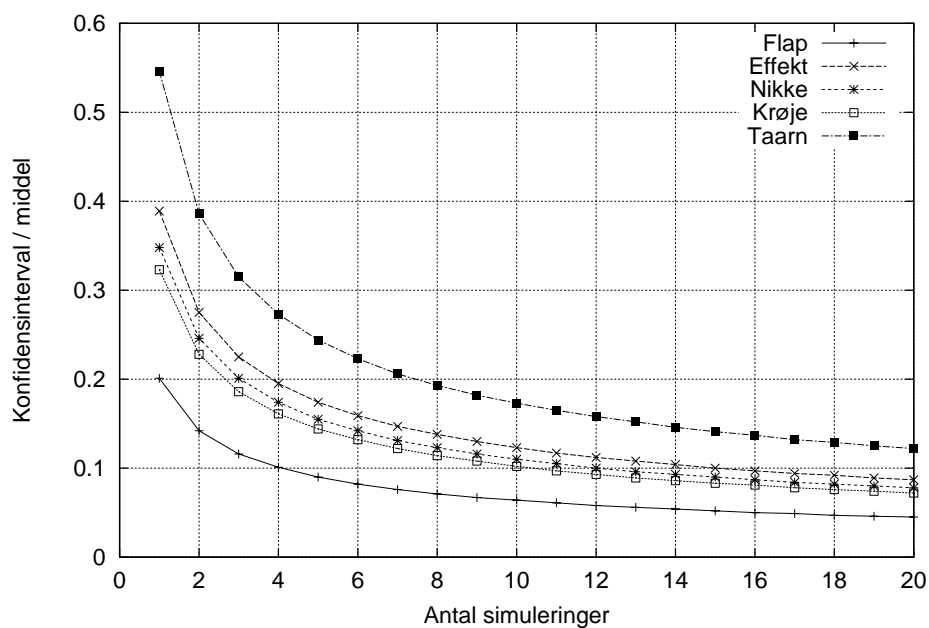


Figur 6-2 95% konfidensinterval af levetidsækvivalente laster. Forskellige seedværdier for hver vindhastighed.

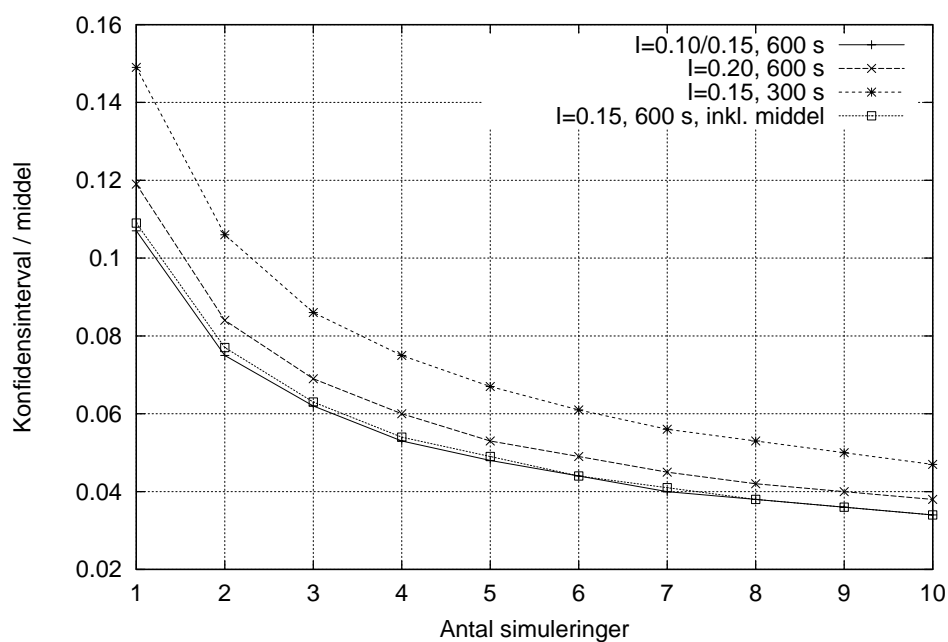
Som tidligere nævnt er størrelsen af den statistiske usikkerhed og det nødvendige antal simuleringer nært forbundet. I de følgende figurer er denne sammenhæng illustreret for de forskellige lastkomponenter. Resultaterne i Figur 6-2 er baseret på antagelsen om forskellige (uafhængige) seedværdier for hver vindhastighed, mens der for Figur 6-3 er antaget samme seedværdi for alle vindhastighederne. Fast sættes nu et acceptabelt niveau for usikkerheden, kan det nødvendige antal simuleringer direkte aflæses. Ønskes f.eks. en flapvis levetidslast bestemt indenfor $\pm 5\%$ (0.1 i figurene), skal der benyttes hhv. 5 og 20 simuleringer. Heraf kan det direkte ses, at simuleringerne bør laves med forskellige seedværdier for hver vindhastighed.

I Figur 6-4 er vist resultaterne for det flapvise bøjningsmoment ved andre driftsbetingelser, f.eks. andre værdier af turbulensintensiteten og en anden simuleringstidsperiode. Den største forskel ses at være forårsaget af simuleringstidsperioden,

forskellig seed ved forskellige vindhastigheder er at foretrække



Figur 6-3 95% konfidensinterval af levetidsækvivalente laster. Samme seedværdi for hver vindhastighed.



Figur 6-4 95% konfidensinterval af levetidsækvivalent flaplast. Forskellige seedværdier for hver vindhastighed.

hvor den relative usikkerhed som tidligere nævnt vokser betydeligt, når der benyttes 5 minutters simuleringer i forhold til 10 minutters simuleringer.

6.4 Perspektiver

resultaterne bidrager
til at kortlægge den
totale usikkerhed

I udviklingen mod stadig mere optimale vindmøller er det vigtigt, at usikkerheder i designgrundlaget kan kvantificeres og håndteres. Den usikkerhed, der er behandlet her, er blot én af mange og udgør dermed kun en del af de usikkerheder, som tilsammen skal danne grundlag for en præcis fastsættelse af partialkoefficienter for vindmøller. Undersøgelsens resultater kan benyttes som et ek-

sempel på størrelsen af den statistiske usikkerhed og en anvisning for, hvordan denne kan reduceres.

6.5 Referencer

- [6-1] Thomsen, K. & P. H. Madsen: Application of Statistical Methods to Extreme Loads for Wind Turbines, Contr. to EWEC 97, Dublin.
- [6-2] Thomsen, K. The Statistical Variation of Wind Turbine Fatigue Loads, Risø-R-1063(EN).
- [6-3] Petersen, J.T. The Aeroelastic Model HawC. Contr. to 28th IEA meeting at DTU, Lyngby.
- [6-4] Mann, J. Wind Field Simulation, Prob. Engng. Mech. Vol. 13, No. 4, 1998.

7 Øvrige emner

7.1 Introduktion

Ud over delmålene for EFP 97 projektet, som er behandlet i de foregående afsnit, er der taget andre forskningsemner op indenfor projektet. De vil kort blive beskrevet nedenfor. Da emnerne er helt forskellige er referencer til emnerne givet indenfor de enkelte afsnit.

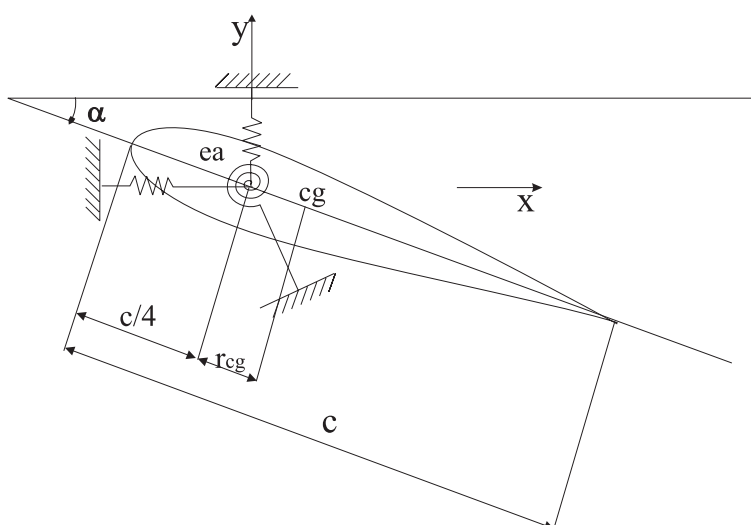
7.2 Kobling af CFD program med simpel struktur model

For stallregulerede vindmøller er der, som nævnt under afsnit 4, under visse driftssituationer konstateret uønskede kantvise svingninger. Dette er et instabilitetsfænomen, der opstår, når den totale dæmpning af vingerne i kantvis retning bliver negativ. Denne dæmpning afhænger af en række parametre, bl.a. profilegenskaber, vingernes svingningsretninger og møllens egenfrekvenser. Udviklingen af vindmøller peger på, at vingerne bliver større, slankere og dermed mere fleksible, og det er derfor af stor betydning at kunne forudsige dette dæmpningsfænomen m.h.p. design af nye møller. De programmer, der i dag bliver benyttet til aeroelastiske beregninger, er fortrinsvis baseret på finite element/modal modellering af strukturen koblet med empiriske eller semi-empiriske aerodynamiske modeller.

På baggrund af den hurtige udvikling inden for anvendelse af CFD programmer i forbindelse med aerodynamik er en naturlig fortsættelse, at koble CFD programmet med en strukturmodel, der tager højde for de elastiske forskydninger, som de aerodynamiske kræfter forårsager. På denne måde kan væsentligt flere detaljer fra den stærkt ikke-lineære aerodynamik indgå i aeroelastiske undersøgelser. En vigtig parameter ved aeroelastiske undersøgelser er den aerodynamiske dæmpning. Det er en parameter, der repræsenterer det arbejde, som

empiriske eller semiempiriske erodynamiske modeller for stall hysteresen benyttes i dag

væsentlig flere detaljer med aerodynamisk CFD model



Figur 7-1 Profil-element med tre frihedsgrader, ea er elastisk akse, cg er tyngdepunktet, c er korden og α er strømningens indfaldsvinkel (dæmpere er udeladt).

aerodynamisk dæmpning stærkt afhængig af ikke-lineære, aerodynamiske effekter

koblet CFD og strukturmodel udvikles indenfor et Ph.D. projekt

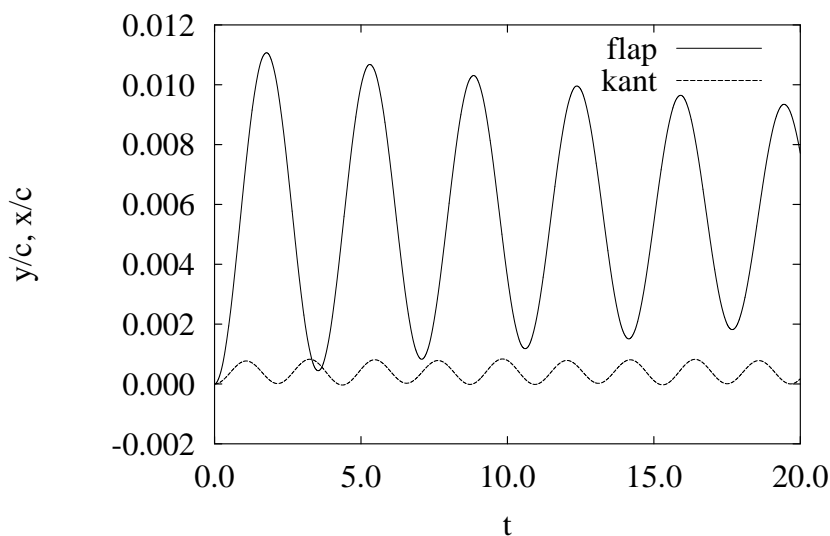
strømningen påvirker vingeprofilet med. Er arbejdet negativt, vil profilets bevægelse afgive energi til strømmingen, og de elastiske vibrationer vil dø ud. Men ved nogle driftssituationer kan arbejdet blive positivt, og profilet vil modtage energi fra strømmingen, og vibrationerne vil vokse i størrelse, hvis energien overstiger strukturdæmpningen. Den aerodynamiske dæmpning er stærkt afhængig af de ikke lineære aerodynamiske effekter, som efterhånden kan beregnes v.h.a. CFD med en god nøjagtighed. Som et første skridt til at inddrage den type modeller i aeroelastiske beregninger gennemføres på Risø og DTU for øjeblikket et Ph.D. studium [7-1], hvor en simpel strukturmodel for et vingeprofil med tre frihedsgrader (flap, kant og torsion) er udviklet og koblet til en 2-dimensionel CFD kode. Derved kan den rent aerodynamiske dæmpning udregnes og give vigtige oplysninger om vingeprofilets aeroelastiske egenskaber. Figur 7-1 viser vingeprofilet med tilhørende fjedre til simulering af svingningsformerne.

Bevægelsesligningerne for profilet er givet ved:

$$[\mathbf{M}]\{\ddot{\mathbf{D}}\}_n + [\mathbf{C}]\{\dot{\mathbf{D}}\}_n + [\mathbf{K}]\{\mathbf{D}\}_n = \{\mathbf{R}^{ext}\}_n \quad (7-1)$$

hvor $[\mathbf{M}]$ er massematricen, $[\mathbf{C}]$ er den strukturelle dæmpningsmatrice, $[\mathbf{K}]$ er stivhedsmatricen og $\{\mathbf{R}^{ext}\}$ er de eksternt virkende aerodynamiske kræfter. $\{\mathbf{D}\}$ repræsenterer her de generaliserede koordinater i henholdsvis flap, kant og torsion.

Kantsvingninger er set i målinger på visse møller, og med den beskrevne beregningsmetode er der regnet på et eksempel med realistiske parametre.



Figur 7-2 Tidssimuleringer af den fri bevægelse (tre frihedsgrader) af et vingeprofil ved 10 m/s.

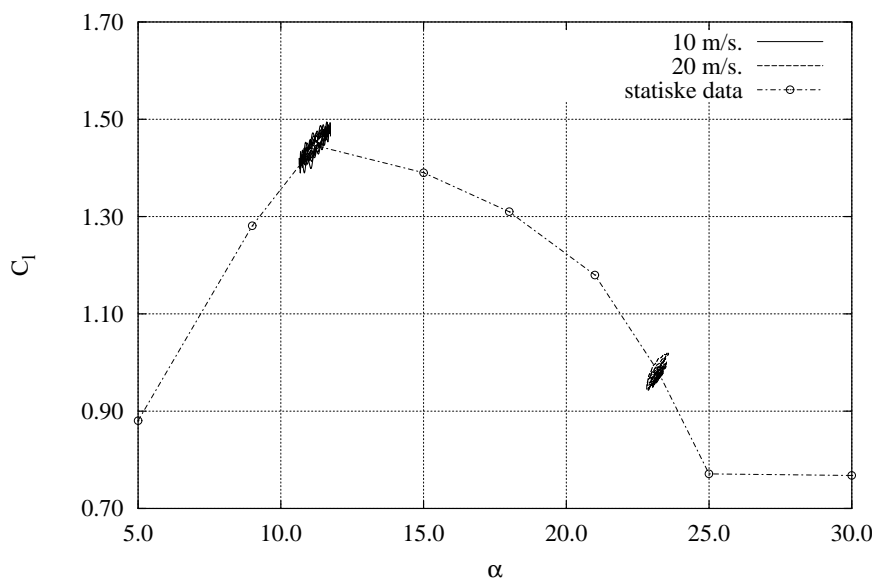
Figur 7-2 viser tidsserier for flap og kant for en indfaldsvinkel $\alpha = 11.2^\circ$ svarende til en vindhastighed på 10 m/s. For denne vindhastighed skulle den aerodynamiske dæmpning være positiv, hvilket også ses af de beregnede bevægelser af profilet, da disse langsomt dør ud. Tilsvarende beregninger er lavet for $\alpha = 23.2^\circ$, svarende til en vindhastighed på 20 m/s. Ved denne vindhastighed er kantvise svingninger observeret i målinger, men beregningerne viser dog, at svingningerne er dæmpede. Det kan der være flere beregningstekniske årsager til, som undersøges nærmere.

ikke fuld overensstemmelse mellem beregninger og målinger

En vigtig faktor bestemmende for om den aerodynamiske dæmpning er positiv eller negativ er hældningen af hovedaksen i lifthysteresekurven. Figur 7-3 viser lifthysteresekurver for henholdsvis 10 m/s og 20 m/s, sammenlignet med den statiske lift kurve. Som det ses, er den beregnede hældning stærkt positiv for begge vindhastigheder, hvilket medfører positiv aerodynamisk dæmpning.

En anden vigtig parameter, der styrer den aerodynamiske dæmpning, er svingningsretningen for vingeprofilet. I den beskrevne beregning er svingningsretningerne henholdsvis parallelle med og normale til korden af profilet. Dette er ikke tilfældet for "rigtige" vinger, og det er derfor muligt at tage højde for en evt. rotation af svingningsretningerne.

hældning af hystereseloops og svingningsretninger vigtig for den aerodynamiske dæmpning



Figur 7-3 Lifthysteresekurver for henholdsvis 10 m/s og 20 m/s, sammenlignet med den statiske lift kurve.

Den her udviklede metode kan kun benyttes til at undersøge 2-dimensionel aerodynamisk dæmpning, og udelukker derved alle 3-dimensionelle effekter som f.eks. vingens rotation, vingens drejning i radiel retning (twist) m.m. På længere sigt er det hensigten at udvide modellen til 3-D. Dette vil dog komplicere processen væsentligt, da vingen ændrer form og ikke kun flytter sig ved rotation og/eller translation som i 2-D. Det medfører, at et nyt beregningsnet må genereres, hver gang vingen ændrer form.

komplikeret men muligt at udvide modellen til 3D

Referencer 7.1

[7-1] Johansen, J. Ph.D. afhandling. Publiceres i 1999

7.3 Nyt CFD program med glidende net

Efterhånden bruges CFD programmet EllipSys, der er udviklet i et samarbejde mellem Risø og DTU [7-2], [7-3], [7-4], indenfor mange områder af vindenergiforskningen på Risø. Der er både en to-dimensionel (2D) og en tre-dimensionel (3D) udgave af programmet, og de typiske anvendelser er: 2D beregninger på profiler for bestemmelse af C_L og C_D karakteristikker; 3D beregninger på en hel rotor for bl.a. at bestemme bladlastfordelingen og herudfra 3D profildata (se afsnit 2.2); beregning af 3D strømmingen omkring vingetippen.

Imidlertid er der strømningsproblemer, hvor der er behov for at have to eller flere områder af beregningsnettet, der forskydes i forhold til hinanden. Ét problem, der er helt grundlæggende for en vindmølle, er vingens passage af tårnet,

CFD programmet EllipSys benyttes indenfor mange områder af vindenergiforskningen

*men problemer hvori
indgår glidende net kan
ikke umiddelbart løses*

*nyt program derfor un-
der udvikling*

hvad enten det er opstrøms eller nedstrøms tårnet. Dette strømningsproblem kræver, at beregningsnettet omkring vingen forskydes i forhold til beregningsnettet omkring tårnet.

Den grundlæggende struktur i EllipSys programmet gør, at det vil være besværligt at implementere den facilitet i programmet. Derfor er det besluttet, at udvikle et nyt program med en grundlæggende struktur, der er tilpasset bl.a. glidende net. I første omgang udvikles en 2D udgave af programmet, som foruden at kunne håndtere glidende net også vil være velegnet for afvikling på parallelle computere.

Referencer 7.2

- [7-2] Sørensen, N.N., 'General Purpose Flow Solver Applied to Flow over Hills', Risø-R-827(EN), Risø National Laboratory, Denmark (1995).
- [7-3] Michelsen, J.A., 'Basis3D – a Platform for Development of Multiblock PDE Solvers', Technical Report AFM 92-05, Technical University of Denmark (1992).
- [7-4] Michelsen, J.A., 'Block Structured Multigrid Solution of 2D and 3D Elliptic PDE's', Technical Report AFM 94-06, Technical University of Denmark (1994).

7.4 Aeroakustisk modellering af profilstøj med Computational Aero Acoustics (CAA)

*typisk benyttes i dag
semi analytiske model-
ler*

De modeller, der i dag benyttes for støjberregning på vindmøller, er typisk simple algebraiske funktioner baseret på semi analytiske skaleringer, opstillet på grundlag af omfattende aeroakustiske vindtunnelmålinger. En model af den type er for nylig implementeret og verificeret på Risø, [7-5] og den type modeller giver gode resultater m.h.t. variation af væsentlige designparametre som f.eks. rotoromdrejningstal og tippitchvinkel. Imidlertid er der også områder, hvor de ikke er særligt velegnede, f.eks. til forudsigelse af tipstøjen.

*detaljerede CFD strø-
mingsberegninger ud-
gangspunkt for støjbe-
regningen*

Med de store fremskridt, der er opnået indenfor Computational Fluid Dynamics CFD, er det derfor nærliggende at undersøge, om sådanne detaljerede resultater omkring strømningen kan bruges som udgangspunkt for numerisk at beregne den aerodynamiske støj. En model med den struktur blev for få år siden formuleret af Hardin ved NASA i USA [7-7], og kort efter blev arbejdet med den type modeller taget op indenfor et Ph.D. projekt på Risø [7-8]. Her blev mulighederne i metoden illustreret på forskellige problemer, selvom der var visse vanskeligheder med at opnå fuldt stabile løsninger

*ny metode baseret på
Computational Aero
Acoustics (CAA) giver
nu stabile resultater*

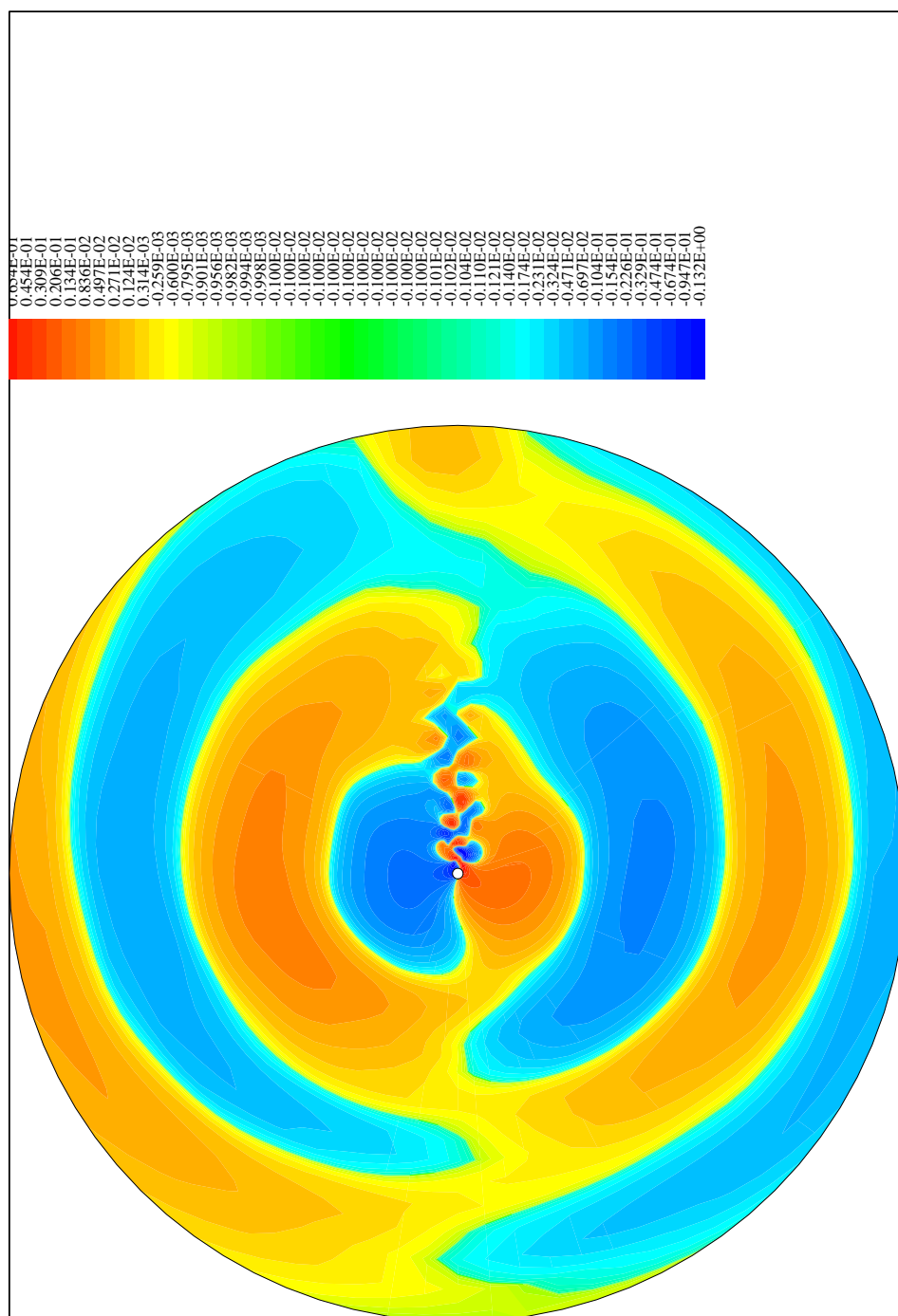
Senest er der arbejdet videre med modellen på DTU. En væsentlig forbedring af metoden er opnået ved en mindre omskrivning af det beskrivende ligningssystem [7-6], og løsningerne synes nu at være helt stabile. Den beregnede støjudbredelse fra strømningen omkring et NACA 0015 profil er vist i Figur 7-4 og fra strømningen omkring en cylinder i Figur 7-5. I begge tilfælde er strømningen beregnet ved et ganske lavt Reynoldstal, 200 for cylinderen og 300 for profilet, og støjen genereres af trykpulsationer fra afløsning af strømningen.

Referencer 7.3

- [7-5] Fuglsang, P. og Madsen, H.A. "Implementation and verification of an Aeroacoustic Noise Prediction Model for Wind Turbines". Risø-R-867(EN), Risø National Laboratory, March 1996.
- [7-6] Shen, W. Z. and Sørensen, J.N. "Aeroacoustic Modelling of Low-Speed Flows". ET-AFM 98-02, Institut for Energiteknik, Fluid Mekanik, Danmarks Tekniske Universitet, August 1998.
- [7-7] Hardin, J.C. and Pope, D.S. (1994). "An acoustic/viscous splitting technique for computational aeroacoustics". Theoret. Comput. Fluid Dynamics, No. 6, 323-340.
- [7-8] Dahl, K.S. "Aeroacoustic computation of low Mach number Flow". Ph.D. thesis, Risø national laboratory 1996.



Simulering af det akustiske trykfelt for strømningen omkring et NACA 0015 profil. Reynolds tallet = 300 og Mach tallet = 0.3.



Figur 7-5 Simulering af det akustiske trykfelt for strømmingen omkring en cylinder. Reynolds tallet = 200 og Mach tallet = 0.3.

8 Afslutning og fremtid

8.1 Afsluttende bemærkninger

I rapporten har der været fokuseret på resultaterne omkring de opstillede milepæle for projektet suppleret med en kort beskrivelse i Afsnit 7 af andre aktiviteter. Ud over disse konkrete forskningsresultater har det løbende fem-års forskningsprogram, som projektet er en del af, også som mål at medvirke til en effektiv formidling af resultaterne. Denne formidling er i høj grad foregået ved direkte kontakt med medarbejdere i industrien og ofte i forbindelse med helt aktuelle og konkrete problemstillinger. Herudover har der indenfor projektet været holdt to møder med følgegruppen for det aeroelastiske program, hvor resultaterne ligeledes er blevet præsenteret og diskuteret.

formidling af resultaterne er væsentligt

8.2 Fremtid – EFP 98

Det løbende fem-års forskningsprogram i aeroelasticitet, der blev igangsat under EFP 97, fortsætter nu med et EFP 98 projekt for perioden 98-99. EFP 98 projektet har følgende delmål:

- Designforslag til afhjælpning af dobbelt stall på eksisterende vinger.
- Undersøgelse af bladelement modellen (BEM) m.h.t. tipkorrektion og turbulent indstrømning.
- Opstilling af dynamiske profildata for aeroelastiske beregninger.
- Grænser for dynamisk stabilitet for eksisterende MW møller.
- Kobling af optimeringsprogram til aeroelastisk model for optimering af mølledynamik.
- Afklaring af aerodynamik for stillestående rotor i forbindelse med ekstremlastberegning.

For flere af delmålene gælder, at der vil være en betydelig kontinuitet i forhold til projektarbejdet under EFP 97. Det gælder eksempelvis den første milepæl omkring designforslag til afhjælpning af dobbelt stall.

kontinuitet i arbejdet fra EFP 97 til EFP 98

9 Samlet oversigt over publiceret materiale fra projektet

Nedenfor er givet en samlet oversigt over tidsskriftartikler, konferenceindlæg, rapporter, resultatblade m.m., som er udarbejdet indenfor projektet.

9.1 Tidsskriftartikler

Bak, C., Madsen, H.A., Fuglsang, P. and Rasmussen F. "*Double Stall*". Submitted in April 1998 for publication in Wind Energy.

Ekaterinaris, J.A., Sørensen, N.N. and Rasmussen, F. "*Numerical Investigation of Airfoil Dynamic Stall in Simultaneous Harmonic Oscillatory and Translatory Motion*". Journal of Solar Energy Engineering, Vol. 120, p. 75-83, February 1998.

Sørensen, N.N. and Hansen, M.O.L. "*Rotor Performance Predictions using a Navier-Stokes Method*", AIAA-98-0025.

Shen, W.Z. and Sorensen, J.N. "*Comment on the Aeroacoustic Formulation of Hardin and Pope*". Accepted for publication in AIAA Journal.

Shen, W.Z. and Sorensen, J.N. "*Aeroacoustic Modelling of Low-speed Flows*". Accepted for publication in Theoretical and Computational Fluid Dynamics.

Shen, W.Z. and Sorensen, J.N. "*Quasi-3D Navier-Stokes Model for Rotating Airfoil*". Accepted for publication in J. Computational Physics.

9.2 Konferenceindlæg

Bertagnolio, F. and Sørensen, N. "*Numerical Simulation of the Risø 1-Airfoil Dynamic Stall*". Proc. 11th IEA meeting on aerodynamics, Netherlands, December 1997.

Fuglsang, P. "*Overview of Results from 2D Airfoil Testing at Risø*". Proc. 11th IEA meeting on aerodynamics, Netherlands, December 1997.

Dahl, Kristian S., Sørensen, Niels N. and Ekaterinaris, John A. "*Prediction of Noise generated by Low Speed. Separated, Unsteady Flow over an Airfoil*", Presented at the EWEC 98 Conference in Dublin, October 5-9 1997.

Hansen, M.O.L., Sørensen, N.N., Sørensen, J.N. and Michelsen J.A. "*Extraction of Lift and Drag and Angle of Attack from Computed 3-D Viscous Flow around a Rotating Blade*". Presented at the EWEC 97 Conference in Dublin, October 5-9 1997.

Johansen, J. and Sørensen, J.N. (1998), "*Prediction of laminar/turbulent transition in airfoil flows*". AIAA Paper 98-0702, Presented at the 35th Aerospace Sciences Meeting & Exhibition, Reno, January 12-15, 1998.

Madsen, H.A., Bak, C., Fuglsang, P. and Rasmussen F. "*The Phenomenon of Double Stall*". Presented at the EWEC 97 Conference in Dublin, October 5-9 1997.

Shen, W.Z. and Sørensen, J.N. (1997), "*Quasi-3D model for rotating and oscillating airfoil*". Presented at the EWEC 98 Conference in Dublin, October 5-9 1997.

Sorensen, J.N. "*Status and Perspectives on CFD in Wind Energy*". Proc. Fourth European Computational Fluid Dynamics Conference, Athens, September 7-11, 1998, pp. 442-449.

9.3 Rapporter

Bak, C., Madsen, H.A., Fuglsang, P. and Rasmussen F. "*Double Stall*". Risø-R-1043(EN), Risø National Laboratory, Denmark.

Bak, C., Fuglsang, P., Sørensen, N.N., Madsen, H.A. "*Airfoil Characteristics for BEM Analysis on Wind Turbines*". Risø-R-1065(EN), (to be published).

Petersen, J.T., Thomsen, K., Madsen, H.Aa. "*Local Blade Whirl and Global Rotor Whirl Interaction*". Risø report. Risø-R-1067(EN). Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark, August 1998.

Thomsen, Kenneth. "*The Statistical Variation of Wind Turbine Fatigue Loads*". Risø-R-1063(EN), August 1998.

Shen, W. Z. and Sørensen, J.N. "*Aeroacoustic Modelling of Low-Speed Flows*". ET-AFM 98-02, Institut for Energiteknik, Fluid Mekanik, Danmarks Tekniske Universitet, August 1998.

9.4 Resultatblade

Bak, C., Madsen, H.A. and Sørensen, N.N. "*Profilkoefficienter til LM 19.1 vingen bestemt ud fra 3D CFD*". Resultatblad AED-RB-7, Forskningscenter Risø, August 1998.

Madsen, H.A. and Rasmussen F. "*Fleksible Vinger og Koning ændrer lokalt Energiomsætningen*". Resultatblad AED-RB-5, juli 1998.

9.5 Andre publikationer

Hansen, M.O.L. og Øye, S. "*Generering af 2-D profildata til BEM metoden*". Institut for Energiteknik, DTU 1998.

Sørensen, N.N., Madsen, H.A., Hansen, M.O.L., Michelsen, J.A. and Sørensen, J.N. "*Rotor Aerodynamics*". UNI-C, Scientific Computing Report 1995 – 1997.

Title and authors

Aeroelastic Research Programme, Report for EFP-97

Edited by Helge Aagaard Madsen

ISBN

87-550-2416-5

87-550-2431-9 (internet)

ISSN

0106-2840

Department or group

VEA -AED

Date

August 1998

Groups own reg. number(s)

Project/contract No(s)

ENS-1363/97-0002

Pages

57

Tables

2

Illustrations

64

References

39

Abstract (max. 2000 characters)

The report presents a brief summary of the main results achieved within "Program for forskning i aeroelasticitet" which is a project under EFP-97. The project has been set up with a continuously moving five years time horizon and is carried out in a collaborative work between the Technical University of Denmark (DTU) and Risø. Within the period from March 1997 to June 1998 the project has contained the following goals:

- Method to derive airfoil data for use in aeroelastic computations
- Clarifying the flow mechanisms causing double stall
- Identification of the main parameters for load reduction
- Extension of the application area of the aeroelastic models with respect to yaw, coning and large blade deflections
- Recommendation for use of aeroelastic simulations as design basis.

Other research subjects have been addressed within this project. Among these a Ph.D. study within basic aeroelasticity is ongoing and a considerable work has been carried out within Computational Aero Acoustics (CAA).

As concerns derivation of airfoil data a remarkable result has been achieved as it for the first time now has been possible to derive a set of airfoil data from 3D CFD computations on a rotor. The tendency in the data with respect to influence from 3D effects and rotational effects are the same as has been observed in different full scale measurements in the past. The 3D CFD computation have been performed on a 41 m rotor with LM 19.1 m blades. Outside the computational range the data set has been supplemented with wind tunnel data and the derived data is dedicated for use in aeroelastic simulations.

The phenomenon of double stall has been investigated thoroughly on basis of full scale rotor measurements as well as wind tunnel measurements on blade sections. An important mechanism seems to be the separation of a laminar bubble, which has been confirmed by 2D CFD computations. The phenomenon is closely related to the airfoil geometry at the leading edge and the investigation conducts that it should be possible to avoid the problem by optimal airfoil design.

As concerns parameters for load reduction, the research has mainly been on clarification of the coupling mechanisms between blade vibrations and rotor vibrations (whirling). To interpret the results from full aeroelastic simulations a simplified model of the rotor with only a few degrees of freedom has been developed. The work has shown that strong coupling mechanisms exist which are important for e.g. edgewise blade vibrations.

Improved aerodynamic routines for rotors in yaw have been developed and implemented in the aeroelastic program FLEX4. Further, it has been verified on basis of actuator disc computations that blade bending during operation influences the induced velocity field – a phenomenon that can not be simulated with the classical BEM model.

Finally, different statistical uncertainties with respect to fatigue life predictions have been studied and quantified.

Descriptors INIS/EDB

HORIZONTAL AXIS TURBINES; AERODYNAMICS, AEROELASTICITY, MECHANICAL VIBRATIONS; WIND LOADS; YAW; STALL

Available on request from Information Service Department, Risø National Laboratory,

(Afdelingen for Informationsservice, Forskningscenter Risø), P.O.Box 49, DK-4000 Roskilde, Denmark.

Telephone +45 46 77 40 04, Telefax +45 46 77 40 13